E 3280

METALURGIA

1

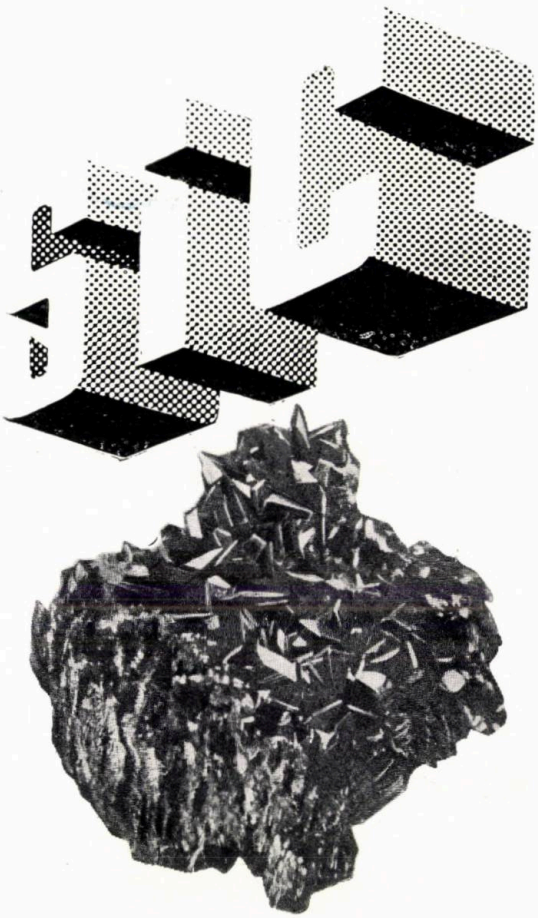
METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XX • NR. 1 • IANUARIE 1968

ÎNTREPRINDEREA INDUSTRIALĂ DE STAT

CARBOCHIM

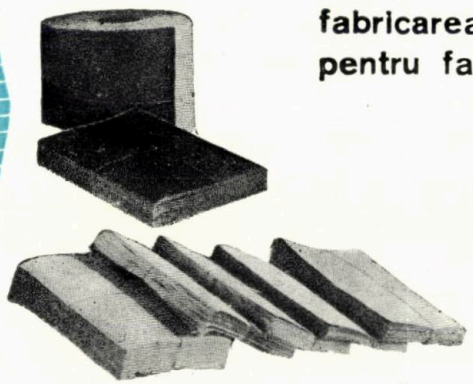
CLUJ • PIAȚA 1 MAI Nr. 3 • TELEFON 12206

CARBOCHIM CLUJ



Execută:

Carbură de siliciu granulată pentru fabricarea corpurilor abrazive, pentru fabricarea abrazivilor pe suport și pentru fabricarea produselor refractare carborundice



E 3280

METALURGI

Anul 20 nr. 1 ianuarie

STAGOSMUSZ

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Tripşa I. şi *Hătărăscu O.*: **Unele aspecte teoretice privind obţinerea minereurilor de fier reduse** 1

Pruteanu Margareta: **Observaţii privind prezenţa unor elemente chimice în cărbunii din bazinul Valea Jiului** 6

Iliescu Elena, Balaban Lidia, Tănăsescu Eg. şi *Alexandrescu Stela*: **Coroziunea fisurantă sub sarcină a oţelurilor inoxidabile Cr-Mn-Ni-N** 8

Drăgan I.: **Contribuţii la studiul distribuţiei eforturilor axiale pe secţiunea epruvetelor deformate prin torsiune** 11

Cohn E., Cosneanu C. şi *Sofroni L.*: **Amestecuri de formare şi de miezuire cu autoîntărire** 17

Vulcu V., Bratu I. şi *Constantinescu Alex.*: **Posibilităţi de stabilizare a umidităţii amestecurilor de formare destinate turnării în forme crude** 22

REALIZĂRI TEHNICE

Pilly N.: **Uscarea la temperatură înaltă a căptuşelii refractare a furnalului** 27

Ieremia A. şi *Ursulescu C.*: **Laminarea profilelor de formă specială, folosite în construcţia de căi ferate** 30

Moraru P., Dijmărescu C. şi *Malschi V.*: **Laminarea oţelului beton tip P.C. cu profil îmbunătăţit.** 35

Dumitrescu Th., Bîrhală A. şi *Popescu Viorica*: **Determinarea radiometrică şi autoradiografică a gradului de omogenizare a amestecului de materii prime şi a masei umede folosite la fabricaţia electrozilor de sudură** 38

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Oprea Fl. şi *Taloi D.*: **Calculul mărimilor termodinamice ale metalelor şi combinaţiilor lor în stare solidă, cu ajutorul temperaturii transformărilor de fază** 42

PROTECŢIA MUNCII

Stanatiev I.: **Eficienţa măsurilor de ventilaţie şi de reducere a zgomotului la uzinele „Industria sîrmei" — Cîmpia Turzii** 48

CĂRI DE SINTEZĂ

Ariana şi *Ştefănescu N.*: **Corpuri abrazive pentru prelucrarea danturii roţilor dinţate** 50

CĂRI DIN ÎNTREPRINDERI

I.: **Consideraţii privind automatizarea proului analitic în siderurgie I.** 52

. 54

. 56

. 60

TELOR 61

SOMMAIRE

2.341.1 : 622.7.05 : 669.181.42

ρșa I. et *Hătărăscu O.* : **Quelques aspects théoriques d l'obtention des minerais de fer réduits.**

etalurgia 20 (1968), no. 1, p. 1–6

CD 622.33

Pruteanu Margareta : **Observations concernant quelque elements chimiques des charbons de Valea Jiului.**

Metalurgia 20 (1968), no. 1, p. 6–8

CD 669 14.018.8

Iliescu Elena, Balaban Lidia, Tănăsescu Eg. et *Alexandrescu Stela* : **La corrosion sous tension des aciers inoxydables Cr-Mn-Ni-N.**

Metalurgia 20 (1968), no. 1, p. 8–11

CD 620.175

Drăgan I. : **Contributions à l'étude de la distribution des efforts axiaux sur la section des éprouvettes déformées par torsion.**

Metalurgia 20 (1968), no. 1, p. 11–17

CD 621.742.41

Cohn E., Cosneanu C. et *Sofroni L.* : **Sables de moulage et de noyautage à autodurcissement.**

Metalurgia 20 (1968), no. 1, p. 17–22

CD 621.742.475.2

Vulcu V., Bratu I. et *Constantinescu Alex.* : **Possibilités de stabilisation de l'humidité des sables de moulage employés à la coulée dans les moules à vert.**

Metalurgia 20 (1968), no. 1, p. 22–27

CD 669.162.212 : 666.767

Pilly N. : **Le séchage à haute température du revêtement réfractaire du haut fourneau.**

Metalurgia 20 (1968), no. 1, p. 27–30

CD 669.14.018.294 : 621.771.262.22

Ieremia A. et *Ursulescu C.* : **Le laminage des profiles de forme spéciale, utilisés dans la construction des chemins de fer.**

Metalurgia 20 (1968), no. 1, p. 30–35

CD 621.771.261

Moraru P., Dijmărescu C. et *Malschi V.* : **Le lamina de l'acier béton type P.C. à profil amélioré.**

Metalurgia 20 (1968), no. 1, p. 35–38

CD 621.791.042 : 621.742.4 : 621.039.85

Dumitrescu Th., Bîrhală A. et *Popescu Viorica* : **termination radiométrique et autoradiograph degré d'homogénéisation du mélange des ma de la masse humide employées dans la fabri électrodes de soudage.**

Metalurgia 20 (1968), no. 1, p. 38–42

CD 620.181 : 669.1-97

Oprea Fl. et *Taloi D.* : **Le calcul des gran namiques des métaux et de leurs com ques à l'état solide, à l'aide de la temp formateurs de phase.**

Metalurgia 20 (1968), no. 1, p. 42–47

CD 669.16.013.5 : 614.8

Stanatiev I.: **L'efficacité des mesures concernant la ventilation et la réduction du bruit aux usines „Industria Sîrmei" — Cîmpia Turzii.**

Metalurgia 20 (1968), no. 1, p. 48–49

CD 621.921

Kaim Ariana et *Ştefănescu N.:* **Corps abrasifs pour l'usinage de la denture des roues dentées.**

Metalurgia 20 (1968), no. 1, p. 50–51

CD 669.1-52

Chindler N.: **Considérations sur l'automatisation du processus analytique dans la sidérurgie (I).**

Metalurgia 20 (1968), no. 1, p. 52–53

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 622.341.1 : 622.7.05 : 669.181.42

Трипша И. и *Хэтэрэску О.:* **Некоторые теоретические аспекты, касающиеся получения восстановленой железной руды.**

Metalurgia 20 (1968), но 1, стр. 1–6

ДК 622.33

Прутяну Маргарета: **Замечания, касающиеся химического состава углей бассейна Валя Жиудуй.**

Metalurgia 20 (1968), но 1, стр. 6–8

ДК 669.14.018.8

Илиеску Елена, Балабан Лидия, Тэнэсеску РЕг, и *Александреску Стела:* **Трещиновая коррозия под нагрузкой нержавеющих сталей Cr-Mn-Ni-N.**

Metalurgia 20 (1968), но 1, стр. 8–11

ДК 620.175

Дрэган И.: **Дрыган И.: К изучению распределения осевых усилий в сечении образцов деформированных кручением.**

Metalurgia 20 (1968), но 1, стр. 11–17

ДК 621.742.41

Кохн Е., Косняну К. и *Софрони Л.:* **Формовочные смеси — образование самозатвердевающих стержней.**

Metalurgia 20 (1968), но 1, стр. 17–22

ДК 621.742.475.2

Вулку В., Брату И. и *Константинеску Ал.:* **Возможности стабилизации влажности формовочных смесей, предназначенных для отливки в сырые формы.**

Metalurgia 20 (1968), но 1, стр. 22–27

ДК 669.162.212 : 666.767

Пилли Н.: **Пилли Н.: Высокотемпературная сушка огнеупорной вкладки доменных печей.**

Metalurgia 20 (1968), но 1, стр. 27–30

ДК 669.14.018.294 : 621.771.262.22

Иеремия А. и *Урсулеску К.:* **Прокатка сортов специальной формы, применяемых в железнодорожном строительстве.**

Metalurgia 20 (1968), но 1, стр. 30–35

ДК 621.771.261

Морару И., Джжмэреску К. и *Малский В.*: **Прокатка арматурной стали типа II. К. улучшенного профиля.**

Metalurgia 20 (1968), но 1, стр. 35–38

ДК 621.791.042 : 621.742.4 : 621.039.85

Думитреску Т., Бырхалэ А. и *Попеску Виорика*: **Радиометрическое и авторадиографическое определение степени усреднения смесей сырьевых материалов и сырой массы, используемых для изготовления сварочных електродов.**

Metalurgia 20 (1968), но 1, стр. 38–42

ДК 620.181 : 669.1-97

Опря Фл. и *Талой Д.*: **Расчет термодинамических величин металлов и их соединений в твердом состоянии с помощью температуры фазовых превращений.**

Metalurgia 20 (1968), но 1, стр. 42–47

ДК 669.16.013.5 : 614.8

Станатиев И.: **Эффективность мероприятий по вентиляции и ослаблению шумов, проводимых на заводе „Индустрия Сырмей" — Кымпия Турзий.**

Metalurgia 20 (1968), но 1, стр. 48–49

ДК 621.921

Каим Ариана и *Штефэнеску Н.*: **Абразивные тела для обработки зубьев шестерен.**

Metalurgia 20 (1968), но 1, стр. 50–51

ДК 669.1-52

Киндлер Н.: **Соображения по автоматизации процесса анализа в черной металлургии, 1.**

Metalurgia 20 (1968), но 1, стр. 52–53

INHALTSVERZEICHNIS

DK 622.341.1 : 622.7.05 : 669.181.42

Tripşa I. und *Hălărăscu O.*: **Einige theoretische Ansichten über die Erwerbung von reduzierten Eisenerze.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 1, S. 1–6

DK 622.33

Pruteanu Margareta: **Bemerkungen über chemische Elementen in Kohlen aus Becken Valea Jiului.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 1, S. 6–8

DK 669.14.018.8

Iliescu Elena, Balaban Lidia, Tănăsescu Eug. und *Alexandrescu Stela*: **Spaltkorrosion von Cr-Mn-Ni-N rostfreien Stählen unter Belasstung.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 1, S. 8–11

DK 620.175

Drăgan I.: **Beiträge zum Studium der Axialspannungen Verteilung im Querschnitt von Torsion verformter Proben.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 1, S. 11–17

DK 621.742.41

Cohn E., Cosneanu C. und *Sofroni L.*: **Selbshärtung Form — und Kernmischungen.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 1, S. 17–22

DK 621.742.475.2

Vulcu V., Bratu I. und *Constantinescu Alex.*: **Möglichkeiten zum beständighalten der Feuchtigkeit beim Formmischungen für Grüngiessen.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 1, S. 22–27

DK 669.162.212 : 666.767

Pilly N.: **Hochtemperatur Trocknung von feuerfeste Hochofenfutterung.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 1, S. 27–30

DK 669.14.018.294 : 621.771.162.22

Ieremia A. und *Ursulescu C.*: **Eisenbahnbau Sonderprofil Walzen.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 1, S. 30–35

DK 621.771.261

Moraru P., Dijmărescu C. und *Malschi V.*: **Betonstahlwalzung Typus P. C. mit verbessertem Profil.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 1, S. 35–38

DK 621.791.042 : 621.742.4 : 621.039.85

Dumitrescu Th., Birhală A. und *Popescu Viorica*: **Radiometrische und radiometographische Bestimmung von Homogenisierungsgrad der Rohstoffmischung und der feuchten Masse bei Herstellung der Schweisselektrodes.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 1, S. 38–42

DK 620.181 : 669 1-97

Oprea Fl. und *Taloi D.*: **Berechnung der Thermodynamische grössen von Metallen und ihren Kombinationen im Festzustand mit Hilfe der Temperatur in Phasen umwandlung.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 1, S. 42–47

DK 669.16.013.5 : 614.8

Stanatiev I.: **Wirksamkeit der Ventilationsmassnahmen und Verminderung des Geräusches in dem Werk „Industria Sîrmii" — Cîmpia Turzii.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 1, S. 48–49

DK 621.921

Kaim Ariana und *Ştefănescu N.*: **Schleifkörper für Verarbeitung von Verzahnung der Zahnräder.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 1 S. 50–51

DK 669.1 25

Chindler N.: **Beiträge bezüglich der Automatisierung von analytischen Verfahren in der Eisenhütte.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 1, S. 52–53

CONTENTS

DC 622.341.1 : 622.7.05 : 669.181.42

Tripşa I. and *Hătărăscu O.*: **Theoretical aspects of reduced iron ore production.**

Metalurgia 20 (1968), no. 1, p. 1–6

DC 622.33

Pruteanu Margareta: **Observations on the chemical composition of the Jiul Valley coalfield coal grades.**

Metalurgia 20 (1968), no. 1, p. 6–8

DC 669.14.018.8

Iliescu Elena, Balaban Lidia, Tănăsescu Eg. and *Alexandrescu Stela*: **Stress cracking corrosion of Cr-Mn-Ni-N stainless steels.**

Metalurgia 20 (1968), no. 1, p. 8–11

DC 620.175

Drăgan I.: **Contributions to the study of axial stress distribution across the section of torsion — strained specimens**

Metalurgia 20 (1968), no. 1, p. 11–17

DC 621.742.41

Cohn E., Cosneanu C. and *Sofroni L.*: **Moulding sands — selfsetting core moulding**

Metalurgia 20 (1968), no. 1, p. 17–22

DC 621.742.475.2

Vulcu V., Bratu I. and *Constantinescu Alex.*: **Methods of stabilizing the moisture content of moulding sands used in green mould casting.**

Metalurgia 20 (1968), no. 1, p. 22–27

DC 669.162.212:666.767

Pilly N.: **High-temperature drying of blast-furnace refractory linings.**

Metalurgia 20 (1968), no. 1, p. 27–30

DC 669.14.018.294 : 621.771.262.22

Ieremia A. and *Ursulescu C.*: **On the rolling of special shape sections used in railway structures.**

Metalurgia 20 (1968), no. 1, p. 30–35

DC 621.771.261

Moraru P., Dijmărescu C. and *Malschi V.*: **On the rolling of improved-section, PC-type concrete reinforcing steel bars.**

Metalurgia 20 (1968), no. 1, p. 35–38

DC 621.791.042 : 621.742.4 : 621.039.85

Dumitrescu Th., Bîrhală A. and *Popescu Viorica*: **Radiometric and autoradiographic determination of the homogeneity degree of the raw material mixture and wet mass used in the manufacture of welding electrodes.**

Metalurgia 20 (1968), no. 1, p. 38–42

DC 620.181 : 669.1-97

Oprea Fl. şi *Taloi D.*: **Deformation of the thermodynamic properties of metals and their solid state combinations by means of phase transformation temperature.**

Metalurgia 20 (1968), no. 1, p. 42–47

DC 669.16.013.5 : 614.8

Stanatiev I.: **On the efficiency of the ventilation and noise-reduction measures taken in the „Industria Sîrmei" — Cîmpia Turzii Works.**

Metalurgia 20 (1968), no. 1, p. 48–49

DC 621.921

Kaim Ariana and *Ştefănescu N.*: **Abrasive materials for machining toothed-wheel teeth.**

Metalurgia 20 (1968), no. 1, p. 50–51

DC 669.1-52

Chindler N.: **Automation of the analytic process in the steel industry (I)**

Metalurgia 20 (1968), no 1, p. 52–53

METALURGIA

ANUL 20
Nr. 1
IANUARIE
1968
BUCUREȘTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR ȘI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

STUDII ȘI CERCETĂRI

CZ 622.341.1 : 622.7.05 : 669.181.42

Unele aspecte teoretice privind obținerea minereurilor de fier reduse

Dr. ing. I. TRIPȘA și ing. O. HĂTĂRĂSCU
Institutul de cercetări metalurgice

Deficitul de fier vechi apărut după cel de-al doilea război mondial, într-o serie de țări printre care și țara noastră, a dus la creșterea necesarului de fontă pentru elaborarea oțelului. Greutățile legate de lipsa unor cantități suficiente de cărbuni cocsificați necesari fabricării cocsului pentru furnal au dat un impuls nou cercetărilor legate de fabricarea minereurilor reduse prin așa-numitele metode de reducere directă.

În aceste condiții s-au cercetat și pus la punct o serie de procedee pentru reducerea directă a minereurilor de fier, dintre care unele au reușit să fie aplicate la scară industrială (H.y.L, H—Iron, SL/RN).

Pentru a se arăta mai bine posibilitățile tehnico-economice ale diferitelor procedee de reducere directă se vor rezuma cîteva date rezultate din chimia fizică a reacțiilor de reducere a oxizilor de fier și concluziile care se desprind din acestea.

Etapele prin care trece procesul de reducere a oxizilor de fier sînt bine cunoscute [1]. Se știe că la temperaturi peste 570°C reducerea se face după următoarea schemă:

$$Fe_2O_3 \rightarrow Fe_3O_4 \rightarrow FeO \rightarrow Fe$$

La temperaturi sub 570°C reducerea se desfășoară astfel:

$$Fe_2O_3 \rightarrow Fe_3O_4 \rightarrow Fe$$

Oxidul feros nu poate exista sub această temperatură deoarece el se descompune după reacția:

$$4FeO \rightarrow Fe_3O_4 + Fe$$

Agenții reducători utilizați în orice proces de oeducere directă sînt: carbonul, hidrogenul, rxidul de carbon sau un amestec între aceștia.

Reacțiile de reducere a oxizilor de fier cu carbonul și cu hidrogenul sînt endoterme (exceptînd reducerea de la Fe_2O_3 la Fe_3O_4 în cazul hidrogenului), iar cu oxidul de carbon sînt exoterme (exceptînd reducerea de Fe_3O_4 la Fe O). Sub acest aspect, pentru îmbunătățirea bilanțului termic al procesului și pentru reducerea consumului de combustibil, este necesar ca ponderea oxidului de carbon într-un gaz folosit la reducerea oxizilor de fier să fie mai mare sau cel puțin egală cu cea a hidrogenului.

Reducerea cu carbon solid, pe lîngă faptul că are nevoie de o cantitate mare de căldură, fiind puternic endotermă, necesită temperaturi înalte la care reacția intermediară de regenerare a bioxidului de carbon cu ajutorul carbonului s-ar produce cu viteza necesară. Creșterea temperaturii este însă limitată de apariția fenomenului de sinterizare.

Din cauza conductibilității termice scăzute a minereului, aducerea din exterior a cantității de căldură necesară complică în mod considerabil procesul. De aceea, procedeele de acest tip (de exemplu Höganäs) se caracterizează printr-o durată mare a procesului de reducere.

Reacțiile de reducere a minereurilor de fier cu hidrogenul sau oxidul de carbon se produc în funcție de temperatură, pînă la anumite raporturi ale concentrației gazului reductor și ale gazului rezultat din reacție(CO_2 sau H_2O). Cu excepția reducerii de la Fe_2O_3 la Fe_3O_4 pentru ca procesele să meargă pînă la capăt, este necesar un exces de gaz reducător peste cantitatea stoechiometrică.

Acestea au fost elementele care au stat la baza alcătuirii diagramei de echilibru a reducerii oxizilor de fier cu hidrogen în funcție de temperatură, de către prof. Chaudron. Mai tîrziu Baur

și Glässner au completat diagrama lui Chaudron și pentru reducerea oxizilor de fier cu oxid de carbon [2]. Ambele sînt prezentate în figura 1.

Cu ajutorul acestor diagrame se pot determina concentrațiile de echilibru a fazei gazoase și apoi coeficientul de exces *n*, care arată de cîte

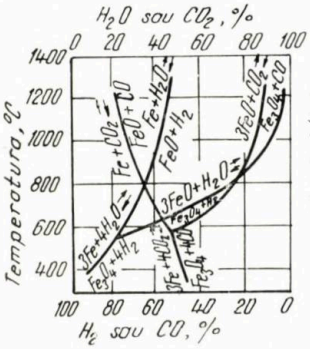


Fig. 1

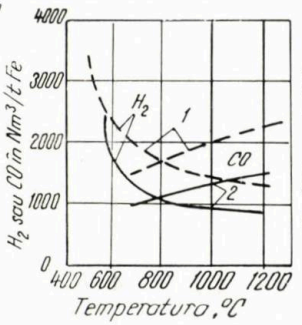


Fig. 2

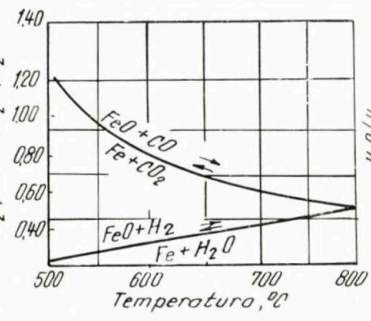


Fig. 3

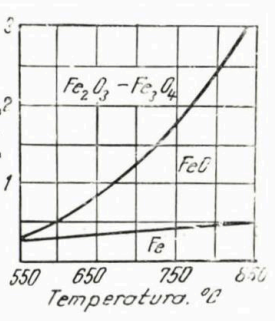


Fig. 4

ori trebuie majorată cantitatea stoechiometrică de gaz pentru reducerea completă. De asemenea, pe baza acestor diagrame se pot determina consumurile necesare minime de agenți reducători gazoși (CO sau H_2) pentru reducerea oxizilor de fier, la diferite temperaturi (fig. 2) în cazul cînd reducerea are loc într-o singură sau în două trepte [3].

În această figură curbele *1* reprezintă reducerea într-o singură treaptă după reacția :

$$Fe_2O_3 + 3H_2\ (CO) \rightarrow 2Fe + 3H_2O\ (CO_2)$$

Curbele *2* reprezintă reducerea în două trepte după reacția :

$$Fe_2O_3 + 3H_2\ (CO) \rightarrow 2FeO + 3H_2O\ (CO_2)$$

$$2FeO + 2H_2\ (CO) \rightarrow 2Fe + 2H_2O\ (CO_2)$$

Din diagrama de echilibru a reducerii oxizilor de fier cu hidrogen sau oxid de carbon se observă că faza cea mai dificilă este reducerea FeO la Fe.

Considerațiile privind echilibrul termodinamic pentru reducerea de la FeO la Fe, menționate în figura 3, arată că numai jumătate din cantitatea gazelor de reducere (CO sau H_2) pot fi transformate în CO_2 sau H_2O la 816°C. Din aceste diagrame reiese că reducerea cu hidrogen a oxizilor de fier devine mai completă cu creșterea temperaturii, în timp ce reducerea cu oxid de carbon devine mai completă cu scăderea temperaturii.

Pe de altă parte, așa după cum rezultă din figurile 4 și 5, constantele de echilibru pentru reducerea de la Fe_3O_4 la FeO cu hidrogen sau cu oxid de carbon sînt mult mai mici decît pentru reducerea de la FeO la Fe [4].

Ca urmare, gazul rezultat în urma reducerii de la FeO la Fe poate transforma Fe_3O_4 în FeO și apoi în Fe_2O_3 în Fe_3O_4.

Bazate pe aceste considerații, multe procedee de reducere directă utilizează circulația gazelor în contracurent cu fluxul de minereu.

În afară de latura termodinamică, de mare importanță pentru studiul proceselor de reducere directă, este cinetica reacțiilor de reducere, care furnizează premisele calculării productivității diferitelor procedee de reducere directă.

Cinetica proceselor de reducere a probelor sub formă de bucăți de minereu, aglomerat sau pelete, a fost cercetată în mod amănunțit. Astfel, încă din 1938 Tenebaum și Josef au studiat influența temperaturii asupra gradului de reducere a minereurilor de fier. Ei au demonstrat că durata de reducere scade foarte mult o dată cu creșterea temperaturii. În ceea ce privește influența presiunii asupra duratei procesului de reducere a rezultat că la presiune dublă durata de reducere scade numai cu circa 30%. Cercetările recente efectuate de către Ludwing von Bogdandy [5] dovedesc în continuare că pînă și creșterea presiunii pînă la circa 8—10 at afectează, într-o foarte mică măsură, durata procesului de reducere.

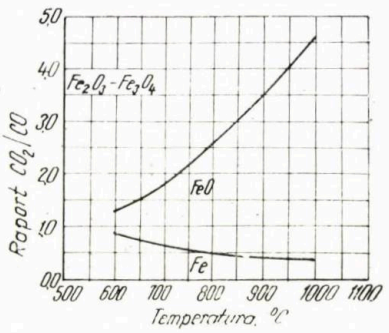


Fig. 5

De aici rezultă că creșterea presiunii în instalațiile de reducere directă nu poate aduce avantaje tehnico-economice importante, în schimb scumpește cheltuielile de investiții legate de anumite măsuri speciale care trebuie luate în cazul unui mers la presiuni ridicate.

Conform legii generale din chimia fizică, viteza reacțiilor de reducere crește o dată cu creșterea temperaturii. Dependența vitezei de reducere de temperatură poate fi determinată după relația lui Arrhenius [6]:

$$K = K_0 \cdot e^{-\frac{E}{R \cdot T}}, \text{ sau } \log K_H = \log K_0 - \frac{E}{2{,}303\ R\ T}$$

unde: K este constanta de viteză a reacției la temperatura respectivă sau viteza specifică;
E — energia de activare, în kcal/mol;
R — constanta gazelor;
T — temperatura absolută;
K_0 — constanta de frecvență.

Pentru fiecare temperatură viteza de reducere K se poate stabili pe bază de încercări, putîndu-se determina apoi energia de activare E cu formula:

$$\log \frac{K_1}{K_2} = \frac{E}{2{,}303\ R} \cdot \left(\frac{T_2 - T_1}{T_1 \cdot T_2}\right).$$

Pentru reacțiile de reducere a minereurilor de fier, la temperaturi sub 1 100°C, energia de activare E are valori cuprinse între 2 și 15 kcal/mol. Fiind cunoscut E, determinarea constantei K_0 este relativ simplă.

În funcție de temperatură, viteza de reducere cu hidrogen sau cu oxid de carbon variază conform curbelor trasate în figura 6. Se observă că la reducerea cu hidrogen se obține un maximum la 500—600°C. În general, viteza de reducere cu hidrogen este mai mare decît aceea de reducere cu oxid de carbon [7].

S-a cercetat și viteza de reducere la 900°C a unui minereu de fier cu gaze formate din hidrogen și oxid de carbon în diferite proporții. La temperatura de 900°C, pentru obținerea unui grad de reducere de 95%, așa după cum se vede din figura 7, creșterea proporției de hidrogen

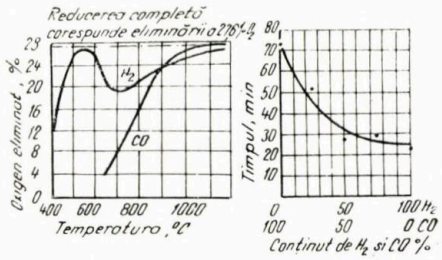


Fig. 6 Fig. 7

în amestecul de gaz reducător duce la realizarea unei reduceri într-un timp mai scurt. Cea mai mare viteză de reducere se obține folosind un amestec gazos conținînd 50% H_2 și 50% CO [5].

La temperaturi mai mici nu sînt cunoscute rezultatele obținute; probabil că influența hidrogenului în proporție mare, într-un amestec de hidrogen și oxid de carbon, asupra timpului de reducere este diminuată. Reducerea mai mult sau mai puțin avansată a oxizilor de fier dintr-un minereu se apreciază după indicele denumit grad de reducere R.

Gradul de reducere R, exprimat în %, rezultă din raportul:

$$R = \left(1 - \frac{O_{Fe}}{O_i}\right) 100 \text{ sau } R = \frac{Fe_{met}}{Fe_{tot}} \cdot 100$$

unde:

O_{Fe} este conținutul de oxigen legat de fier după reducere, în %;
O_i — conținutul de oxigen (inițial) legat de fier înainte de reducere, în %;
Fe_{met} — conținutul de fier metalic din minereul redus, în %;
Fe_{tot} — conținutul total de fier din minereul redus, în %.

Majoritatea cercetătorilor admit că viteza fenomenului de reducere este determinată de procesul de difuzie gazoasă.

Procesele de difuzie care au loc la reducerea oxizilor de fier cu gaze (pătrunderea agentului reducător în masa de oxid de fier, precum și eliminarea produselor rezultate în urma reducerii) pot fi reprezentate după schema din figura 8. La început gazul reducător formează în jurul oxidului de fier un film gazos staționar. Acest film gazos staționar crează o rezistență în ceea ce privește pătrunderea agentului reducător în porii minereului și eliminarea produselor rezultate din reacția de reducere (CO_2 și H_2O) [8].

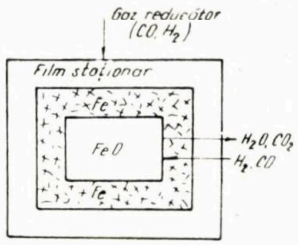


Fig. 8

Grosimea filmului staționar de gaz variază invers proporțional cu viteza gazului.

Ținîndu-se seama de regimul termic care trebuie asigurat în procesul de reducere și în vederea micșorării grosimii filmului staționar de gaz, pentru fiecare agregat de reducere se determină debitul optim de gaz reducător.

Examinîndu-se în timp mersul procesului de reducere a oxizilor de fier se constată că acesta nu se desfășoară uniform. O serie de cercetători ca Moreau, Bardolle, Bernard și alții au stabilit că la reducerea oxizilor de fier se pot distinge patru perioade, și anume: perioada de inducție sau incubație, perioada de accelerație pozitivă, perioada liniară și perioada de încetinire. Mărimea acestor perioade depinde de temperatura de reducere așa cum rezultă din figura 9. Această figură conține curbele caracteristice pentru reducerea oxidului de fier cu hidrogen la temperaturile de 500, 550 și 680°C unde s-a notat: OY — perioda de induc-

ție; YZ — perioada de accelerație pozitivă; ZT — perioada liniară; TU — perioada de încetinire. În perioada de incubație nu are loc nici o reacție de reducere și ea se distinge atunci cînd reducerea are loc la temperaturi scăzute. Începutul reducerii se caracterizează printr-o perioadă foarte scurtă de accelerație progresivă după care urmează perioada de reducere liniară în care scăderea în greutate a oxidului de fier este aproape uniformă în timp, iar la sfîrșit se observă o micșorare a vitezei de reducere (perioada de încetinire).

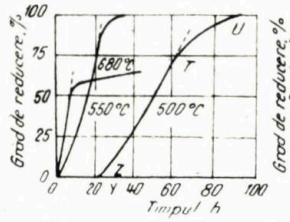


Fig. 9

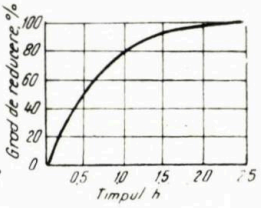


Fig. 10

În figura 9 se vede că la temperaturi de reducere peste 700°C practic nu se disting decît două perioade: perioada de reducere liniară și perioada de încetinire. Analizînd mersul reducerii oxizilor de fier, la temperaturi mai mari (900°C), se observă că în perioada liniară viteza de reducere este destul de mare pînă la atingerea unui grad de reducere avansat (cca. 75%), după care în perioada de încetinire viteza de reducere scade mult (fig. 10).

De aici rezultă că este mai avantajos din punct de vedere economic ca reducerea directă a minereurilor de fier să nu se efectueze la un grad prea avansat. Din acest motiv, așa cum au apreciat unii specialiști la Congresul internațional privind reducerea directă a minereurilor de fier, care a avut loc în 1967 la Evian — Franța, în viitor unele procedee de reducere directă vor produce pelete prereduse la un grad de reducere de numai 45—50%.

Analizînd din punct de vedere cristalografic, perioada de inducție corespunde apariției germenilor rezultați din reacția:

$$4FeO \rightarrow Fe_3O_4 + Fe.$$

Cu începere de la apariția acestor germeni, reducerea se întinde în mod progresiv pe toată suprafața, după schema prezentată în figura 11 [8]. Cînd toată suprafața oxidului de fier s-a redus, reacția se dezvoltă și în profunzime. Stratul exterior al fierului redus nu împiedică la început pătrunderea gazului în interior deoarece concomitent cu reducerea, pe suprafața fierului redus apar fisuri, ca urmare a contracției de volum care are loc în urma acestei transformări. Perioada liniară corespunde la o avansare regulată a reducerii în adîncime și la un început de recristalizare a fierului. În perioada de încetinire are loc recristalizarea fierului redus și ea se desfășoară cu atît mai intens, cu cît temperatura este mai ridicată. Recristalizarea și dilatarea termică a fierului redus în măsura în care se fac tot mai mult, se opun proceselor de difuzie pe baza cărora se produc reacțiile de reducere a minereurilor de fier.

Un factor important care intervine în orice proces de reducere este dimensiunea bucății de minereu. S-a constatat de către foarte mulți cercetători că utilizînd la reducere minereuri mărunte, viteza de reducere crește.

Influența granulației minereului asupra vitezei de reducere poate fi exprimată astfel [9]:

$$\frac{R}{t} = \frac{1}{d^n}$$

unde:

R este gradul de reducere;
t — timpul de reducere;
d — dimensiunea bucății de minereu;
n — o constantă, avînd valoarea între 0 și 2.

Conform acestei constatări, pentru reducere prezintă avantaje minereurile fine. Acesta a fost și motivul care a stat la baza stabilirii unor procedee de reducere în strat fluidizat și care utilizează numai minereuri fine.

În cazul minereurilor în bucăți, dimensiunile trebuie să fie cuprinse între 10 și 60 mm, în funcție de reductibilitatea minereului și de tipul cuptorului de reducere.

Exceptînd particulele fine de minereu (0,1 mm), minereurile a căror dimensiuni sînt sub 10 mm nu măresc prea mult viteza de reducere.

Una din problemele principale ale procedeelor de reducere directă cu gaze este obținerea agentului reducător. Cele mai multe procedee de reducere directă cu gaze folosesc, ca materie primă pentru producerea gazului reducător, metanul. O serie de cercetări au arătat că în procesul de reducere metanul introdus chiar direct nu acționează ca atare, ci prin intermediul hidrogenului și carbonului rezultați în urma disocierii sau conversiei sale. Din acest motiv reducerea oxidului de fier cu metan necesită un consum mai mare de căldură decît reducerea cu hidrogen.

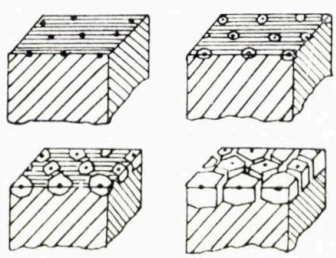


Fig. 11

La temperaturi inferioare celei de 1 000°C viteza de reducere a oxizilor de fier cu metan este mai mică decît viteza de reducere cu hidrogen.

Pe de altă parte din cauza depunerilor masive de carbon, în special către sfîrșitul procesului, reacția de reducere cu metan la temperaturi

mai mici de 1 000°C nu poate fi dusă pînă la capăt.

Aceste considerente de ordin termodinamic și cinetic precum și altele au făcut ca majoritatea procedeelor de reducere cu gaze naturale să nu utilizeze gazul metan în stare brută, ci convertit.

Procedeele de conversia metanului, adică transformarea cu ajutorul oxigenului într-un amestec de gaze cu conținut ridicat de CO și H_2, sînt binecunoscute în industria chimică. În funcție de modul cum intervine oxigenul în reacție (liber sau combinat), în funcție de proporția și condițiile de lucru, conversia poate fi exotermă sau endotermă.

Cînd reacțiile sînt exoterme și degajă o cantitate de căldură suficientă pentru a acoperi în ansamblu pierderile prin căldura sensibilă a gazelor care ies, conversia se numește autotermă. Cînd efectuarea conversiei se face prin încălzire, folosind o sursă de căldură exterioară, conversia se numește alotermă.

În prezent sînt foarte cunoscute în industria chimică trei procedee de conversie a gazului metan cu oxigen sau vapori de apă și bioxid de carbon. Pentru fiecare procedeu compoziția chimică a gazelor rezultate depinde de proporția agentului oxidant folosit în reacție. Din acest punct de vedere se deosebesc două cazuri limită: oxidarea minimă și maximă. Reacțiile de oxidare minimă și maximă pentru conversia metanului cu oxigen, vapori de apă și bioxid de carbon împreună cu efectele calorice, în kcal/mol, sînt prezentate în tabela 1 [10].

Conversia metanului se realizează practic la temperaturi sub 1 000°C folosind catalizatori pe bază de nichel.

În practică, pentru a împiedica formarea negrului de fum care se depune pe catalizatori micșorîndu-le activitatea, se lucrează cu un mic exces de agent oxidant astfel încît gazul convertit va conține pe lîngă CO și H_2 și o cantitate redusă de CO_2 sau H_2O.

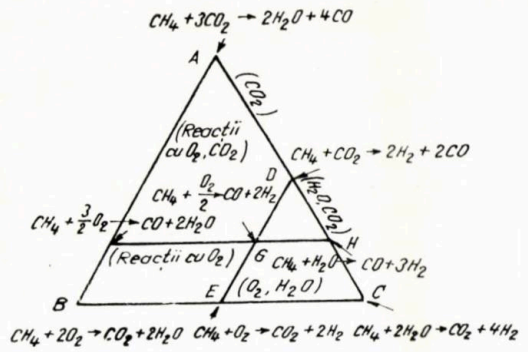


Fig. 12

Din punct de vedere al consumului de căldură necesar procesului de conversie, cel mai avantajos este procedeul de conversie cu oxigen. Utilizarea aerului în locul oxigenului micșorează mult prețul de cost al gazului de conversie obținut, însă are dezavantajul unui conținut ridicat de azot (cca. 55% în gazele reducătoare) care micșorează viteza de reducere.

Conversia metanului cu vapori de apă asigură un gaz reducător cu un înalt conținut de hidrogen la un consum ridicat de căldură, iar conversia metanului cu bioxid de carbon duce la obținerea unui gaz cu conținuturi egale de oxid de carbon și hidrogen.

Tabela 1

Specificație	Oxigen	Vapori de apă	Bioxid de carbon
Oxidare maximă	$CH_4 + 2O_2 \rightarrow CO_2 + 2H_2O$; $\Delta H = -191{,}75$ kcal/mol	$CH_4 + 2H_2O \rightarrow CO_2 + 4H_2$; $\Delta H = 39{,}43$ kcal/mol	$CH_4 + 3CO_2 \rightarrow 2H_2O + 4CO$; $\Delta H = 78{,}7$ kcal/mol
Oxidare minimă	$CH_4 + 0{,}5O_2 \rightarrow CO + 2H_2$; $\Delta H = -8{,}25$ kcal/mol	$CH_4 + H_2O \rightarrow CO + 3H_2$; $\Delta H = 49{,}27$ kcal/mol	$CH_4 + CO_2 \rightarrow 2H_2 + 2CO$; $\Delta H = 59{,}10$ kcal/mol

Reprezentarea generală a oxidării metanului poate fi făcută grafic cu ajutorul triunghiului lui Gibbs (fig. 12).

Cele trei reacții de oxidare maximă a metanului sînt reprezentate în vîrfurile A, B, C ale triunghiului. Suprafața triunghiului se împarte în patru zone, corespunzînd la diferite tipuri de reacții. Reacțiile de oxidare minimă a metanului sînt amplasate la vîrfurile triunghiului G, H, D, deci în interiorul acestui triunghi sînt reprezentate reacțiile de conversie cu O_2, CO_2 și H_2O.

Din tabela 1 se poate deduce că pentru procesele de reducere sînt indicate numai procedeele bazate pe oxidarea minimă a metanului, care asigură gazelor obținute un conținut ridicat de CO și H_2 fără CO_2 sau H_2O.

Concluzii

— Reducerea cu gaze (H_2, CO sau amestec de H_2 și CO) este mai avantajoasă din punct de vedere termodinamic și cinetic decît reducerea cu carbon solid.

— Prezența oxidului de carbon în gazul de reducere micșorează consumul de căldură necesară reducerii minereurilor de fier.

— Pentru micșorarea consumului de agent reducător gazos este indicată reciclarea gazelor reducătoare și circulația lor în contracurent cu fluxul de minereu.

— Procedeele de conversia gazului metan asigură un agent reducător cu proporții variabile de CO și H_2.

QUELQUES ASPECTS THÉORIQUES DE L'OBTENTION DES MINERAIS DE FER RÉDUITS

On étudie certains problèmes des plus importants concernant la nature thermodynamique et cinétique du processus de la réduction des minerais de fer et on donne les conclusions d'ordre pratique en vue de l'amélioration des indices techniques et économiques des procédés de réduction directe.

L'article contient aussi des considérations théoriques sur l'obtention des agents réducteurs gazeux par la conversion du méthane.

THEORETICAL ASPECTS OF REDUCED IRON ORE PRODUCTION

The paper investigates some of the most important thermodynamic and kinetics problems of the iron ore reducing process and the practical conclusions derived in order to improve the technical and economical indices of the direct reduction techniques.

The paper also includes several theoretical considerations concerning the production of gaseous reducing agents by methane conversion.

BIBLIOGRAFIE

[1] Rostovtev S. T. *Teoria proceselor metalurgice.* București, Editura tehnică, 1959, p. 427—444.

[2] Durrer R. *Reducerea minereurilor de fier.* Paris, Dunod, 1957, p. 24.

[3] Pantke H. D. *Reducerea minereului de fier după procedeul Purofer.* Journal of Metals, nr. 1, 1965, p. 40—44.

[4] Chase P. W. *Prezentul și viitorul proceselor de reducere directă în America Latină.* Blast Furnace and Steel Plant, nr. 10, 1963, p. 868—878.

[5] Bogdandy L. *Bazele producției buretelui de fier în cuptorul cu cuvă.* Stahl und Eisen, nr. 13, 1962, p. 869—883.

[6] Aury P. *Influența sterilului asupra cineticii de reducere a aglomeratelor de Lorrena.* Revue de Metallurgie, nr. 10, 1963, p. 837—843.

[7] Wiberg M. *Procedee de reducere directă a minereurilor de fier.* C.I.T. nr. 1, 1959, p. 71—133.

[8] Francis A. V. *Progresele reducerii directe a minereurilor de fier.* La Metallurgie et la Construction mecanique, nr. 1, 1963, p. 7—17.

[9] Bogdandy L. ș. a. *Procesul Purofer de reducere directă.* Journal of Metals, aprilie, 1966, p. 519—523.

[10] Meunier I. *Gazeificarea și oxidarea combustibililor.* Paris, Masson, 1958.

CZ 622.33

Observații privind prezența unor elemente chimice în cărbunii din bazinul Valea Jiului

Ing. MARGARETA PRUTEANU

Întreprinderea de prospecțiuni și laboratoare — București

Cercetarea cărbunilor din bazinul Valea Jiului, în scopul cunoașterii prezenței elementelor chimice sub aspectul cantitativ și al modului de înmagazinare, întregește imaginea documentară asupra cărbunilor din acest bazin.

Cercetările întreprinse s-au efectuat prin metode fizico-chimice de fotografiere prin emisie în domeniul 2 300—4 800 Å asupra cenușii rezultate prin arderea probelor de cărbune recoltate pe strate din exploatările: Uricani, Lupeni, Vulcan, Aninoasa, Dîlja, Petrila și Lonea.

Astfel s-au pus în evidență: elemente bivalente din grupa principală: beriliul; elemente trivalente din grupa principală: borul; elemente ale grupelor de trecere: vanadiul, cobaltul, nichelul, molibdenul, manganul etc.; elemente ale grupelor laterale: cuprul, zincul, galiul, germaniul, arsenul.

Prin determinările efectuate s-a constatat prezența următoarelor elemente: titan, mangan, crom, nichel, cobalt, vanadiu, molibden, plumb, cupru, zinc, arsen, germaniu, galiu, beriliu, bor și staniu.

În tabela 1 se prezintă o medie aritmetică ponderată a conținutului în elemente pentru stratele principale ale bazinului, calculată pe un număr de 128 probe.

Acumularea diferitelor elemente în stratele de cărbuni a fost generată în parte de: prezența acestora în timpul vieții plantelor; îmbogățiri produse în procesul de incarbonizare, ca rezultat al soluțiilor circulante.

Conținutul în elemente prezintă variații de la un strat la altul și chiar în cuprinsul aceluiași strat, semnalîndu-se răspîndiri zonare, drept consecință a cauzelor care le-au generat: prezența borului fiind legată de viața plantelor; a germaniului pe seama apelor circulatorii; a metalelor grele ca o consecință a existenței unor minerale metalice, cum sînt: blenda, galena, mileritul, lineitul etc.

Astfel, germaniul și galiul, în cantități mici, s-au identificat în toate stratele. Valorile sensibil mai ridicate în conținut aparțin stratului 5. Beriliul apare destul de frecvent și în toate stratele. În acest sens se remarcă stratele 13, 5 și 18.

Tabela 1

Conținut element g/t	Stratul 18/17	15	13	9/8	7	6	5	4	3
Titan	1 922	518	1 956	1 670	1 125	1 520	1 575	300	2 245
Mangan	482	256	231	2 391	656	436	252	2 750	433
Crom	54	25	65	30	20	18	29	20	38
Nichel	42	40	44	28	27	22	36	68	44
Cobalt	35	30	23	—	10	10	20	30	108
Vanadiu	53	20	97	48	30	15	38	—	72
Molibden	20	10	20	10	—	—	10	10	23
Plumb	35	47	32	33	95	58	128	25	259
Cupru	30	29	26	33	30	15	29	41	40
Zinc	73	610	88	55	107	41	174	650	526
Arsen	130	683	175	100	100	100	187	100	384
Germaniu	9	6	5	6	5	5	10	—	5
Galiu	5	5	7	6	7	—	10	5	6
Beriliu	30	25	56	15	18	26	33	20	25
Bor	1 219	2 600	1 650	727	2 000	750	1 666	2 000	750
Staniu	10	—	—	10	5	—	—	—	10

Cobaltul manifestă prezențe sporadice chiar în cuprinsul aceluiași strat. Conținutul mai interesant corespunde stratului 3. Vanadiul este destul de răspîndit, însă nu a fost identificat în toate probele. Frecvența mai mare aparține stratelor 13, 3 și 18. Molibdenul are o prezență cu totul sporadică și în cantități abia perceptibile.

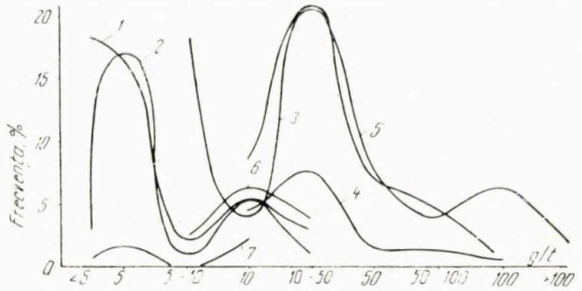


Fig. 1

Pentru ilustrarea totalului de date obținute pe probele efectuate s-au executat, pentru elementele mai importante, histograme care oglindesc atît frecvența, cît și conținutul acestora.

În histograme curba germaniului și a galiului (fig. 1 : *1*—Ge ; *2*—Ga ; *3*—Be ; *4*—Co ; *5*—V ; *6*—Mo ; *7*—Sn) reprezintă o amplitudine aproape similară, similitudine la care se asociază și curba molibdenului pentru valorile la care devine sensibil în analize. Curba staniului, deși prezintă valorile cele mai mici, urmărește același contur. Se remarcă și o apropiere între valoarea amplitudinii curbelor, cum este cazul celor care reprezintă beriliul și vanadiul. În aceeași asociație, dar cu valori scăzute în frecvență, se încadrează și cobaltul.

Cromul s-a identificat în toate stratele, conținuturile mai mari aparținînd stratelor 13, 18, 9/8 și 3. Nichelul și cuprul sînt, de asemenea, elemente care s-au întîlnit în toate stratele, nichelul avînd preponderență în stratele 4 și 9/8, iar cuprul, în stratele 9/8, 3 și 4.

Manganul a fost identificat în numeroase probe, răspîndirea acestuia fiind neuniformă. Borul se înscrie, cu conținuturi relativ ridicate, în special în stratele 15, 5 și 7.

În histograme, cromul, nichelul și cuprul (fig. 2 : *1*—Cu ; *2*—Cr ; *3*—Ni ; *4*—Mn ; *5*—B) se remarcă prin curbe cu amplitudini similare. Manganul are o variație independentă, iar borul, considerat de la etalonul inferior în determinările acestui element, tinde, în mare, să urmărească curba manganului.

Titanul este prezent în toate stratele de cărbune și corespunde unor concentrații deosebit de interesante pentru stratele 3, 13, 18, 5 și 7. Plumbul s-a identificat în toate probele analizate, stratele 3 și 5 avînd conținutul cel mai ridicat.

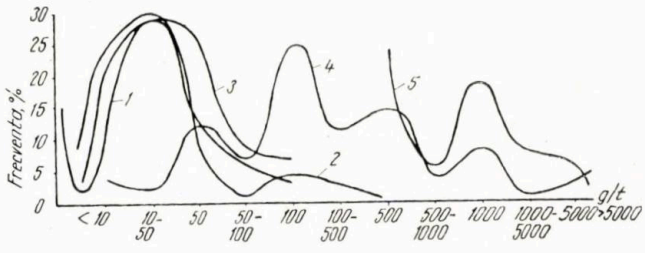


Fig. 2

Zincul și arsenul au fost prezente în toate stratele. Pentru concentrațiile în zinc, s-au remarcat stratele 15, 3 și 4, iar pentru arsen, stratele 15 și 3. Argintul și bismutul s-au întîlnit sporadic și în valori abia perceptibile.

Curba plumbului și a zincului (fig. 3 : *1*—Pb ; *2*—Zn ; *3*—As ; *4*—Ti), prezintă o oarecare similitudine influențată mai mult de conținut.

Curba titanului prezintă variaţii raportate în special la conţinut şi se suprapune în parte cu cea a manganului.

Din punct de vedere industrial, este posibil ca în viitor să se pună un accent deosebit şi pe valorificarea unor deşeuri, cum este cenuşa rezultată din arderea cărbunilor (cu posibilitatea exploatării diferenţiate a straturilor şi depozitarea

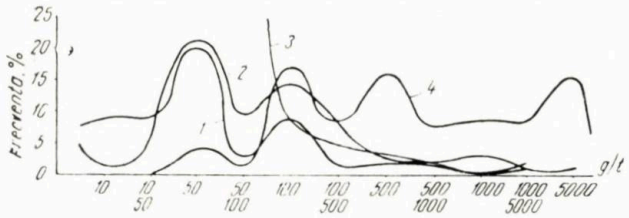


Fig. 3

separată a cenuşilor la termocentrale), care va putea constitui o sursă de materie primă.

Cu privire la stratele de cărbune, din datele asupra acestor cercetări s-au întocmit o serie de diagrame în baza cărora se pot face următoarele aprecieri :

— Stratul 3 include crom, titan, zinc, nichel, mangan, plumb, cupru, beriliu şi mai puţin arsen, cobalt, vanadiu. Ca o caracteristică a acestui strat, se desprinde conţinutul predominant în titan.

— Stratul 4 prezintă acumulări de mangan şi bor, însă cu caracter restrîns. În probele acestui strat nu s-au determinat germaniu, staniu şi vanadiu, iar celelalte elemente au o prezenţă minoră în raport cu frecvenţa şi valoarea conţinutului.

— Stratul 5 cuprinde toate elementele, cu excepţia staniului, dar fără a implica valori deosebite. Se constată un conţinut mai apreciabil pentru bor. Include şi acumulări locale de zinc, mangan şi titan.

— La stratul 6 se semnalează valori mai însemnate pentru mangan. Nu conţine galiu, molibden şi staniu.

— Stratul 7 include toate elementele cercetate, cu excepţia molibdenului, şi prezintă cel mai ridicat conţinut în vanadiu. Borul se remarcă valoric, dar cu răspîndire zonală.

— Stratul 9/8 prezintă cel mai ridicat conţinut de mangan însă cu acumulări sporadice. În acest strat nu s-a identificat cobaltul.

Stratul 13 include cu frecvenţă titan şi are un conţinut mai bogat în vanadiu şi crom. Nu prezintă staniu.

— Stratul 15 se remarcă prin conţinutul în bor şi arsen. Nu s-a constatat prezenţa staniului.

— Stratul 18 prezintă toate elementele. Cu conţinut ridicat se remarcă titanul, germaniul, cromul, vanadiul şi cuprul. Prezenţa nichelului s-a remarcat în toate probele.

OBSERVATIONS CONCERNANT QUELQUES ELEMENTS CHIMIQUES DES CHARBONS DE VALEA JIULUI

L'article indique les résultats de certaines déterminations exécutées sur la cendre des charbons, en faisant usage de la méthode spectrographique, avec laquelle on a pu identifier la présence des éléments suivants : Ti, Mn, Cr, Ni, Co, V, Mo, Pb, Cu, Zn, As, Ge, Ga, Be, B, Sn.

OBSERVATIONS REGARDING SOME CHEMICAL ELEMENTS ÎN THE JIUL VALLEY COALFIELD COAL GRADES

The paper discusses the results of a series of coal ash experiments by spectrographic analysis which have enabled the identification of following components : Ti, Mn, Cr, Ni, Co, V, Mo, Pb, Cu, Zn, As, Ge, Ga, Be, B, Sn.

CZ 669.14.018.8

Coroziunea fisurantă sub sarcină a oţelurilor inoxidabile Cr-Mn-Ni-N

Ing. ELENA ILIESCU, chim. LIDIA BALABAN, chim. E. TĂNĂSESCU şi ing. STELA ALEXANDRESCU
Institutul de cercetări metalurgice

Una dintre problemele foarte discutate în domeniul coroziunii metalelor este aceea a coroziunii fisurante sub sarcină, care în prezent constituie o preocupare deosebită a numeroşi cercetători din întreaga lume. Acest fel de coroziune apare în majoritatea domeniilor de utilizare a metalului, constituind un pericol însemnat pentru existenţa diferitelor instalaţii, utilaje, construcţii.

Tensiunile mecanice aplicate unui sistem sau cele reziduale din metal, în prezenţa unor medii corozive, pot duce la fisurarea lentă sau ruperea bruscă a metalului, cu consecinţele evidente care rezultă din aceasta.

Fenomenul de coroziune fisurantă nu este specific metalelor feroase sau neferoase, după cum nu este specific oţelului nealiat sau aliat.

Se poate aprecia însă că oţelurile inoxidabile au tendinţe accentuate spre această formă de coroziune. Condiţiile necesare iniţierii şi desfăşurării coroziunii fisurante atît din experienţa industrială, cît şi din cercetări, nu au putut fi în mod concludent stabilite. Deşi în prezent clorurile anorganice sînt considerate medii corozive specifice pentru fisurarea sub tensiune a oţelurilor inoxidabile, aceasta nu exclude posibilitatea apariţiei coroziunii respective şi în alte medii. Astfel T. Hoar şi Ij. Hines, precum şi J. Heger au constatat coroziune fisurantă sub sarcină la oţeluri inoxidabile austenitice, în

hidroxid de sodiu la 200°C, în clorură de etil umedă, în perhidrol, în leşie sulfitică, vapori de apă la 510°C, petrol purificat etc.

Prezenţa clorurilor în mediul în care este utilizat oţelul inoxidabil este însă deosebit de periculoasă; de exemplu : apa cu conţinut de numai 5 mg/l NaCl, la 80°C a provocat fisurarea oţelului de tip 18—8, la tensiuni mecanice scăzute [1].

În abordarea problemei coroziunii fisurante sub sarcină, trebuie admis caracterul electrochimic al fenomenului, fără însă a minimaliza influenţa tensiunii mecanice la care este supus metalul sau care există în metal ca urmare a unor prelucrări mecanice sau tratamente termice.

Foarte sumar, majoritatea cercetătorilor consideră că procesul coroziunii fisurante sub sarcină se desfăşoară în două etape distincte : prima, cu caracter electrochimic, în care are loc o coroziune locală, iar cea de-a doua, propagarea mecanică a fisurii.

Ca şi în cazul coroziunii intercristaline obişnuite (în care asupra oţelului acţionează numai mediul coroziv) şi în cel al coroziunii fisurante sub sarcină, care poate fi atît intercristalină cît şi transcristalină, un rol important îl are pelicula fină de oxid existentă la suprafaţa oţelului. În măsura în care aceasta poate fi distrusă, poate avea loc şi fenomenul de coroziune [2], [3].

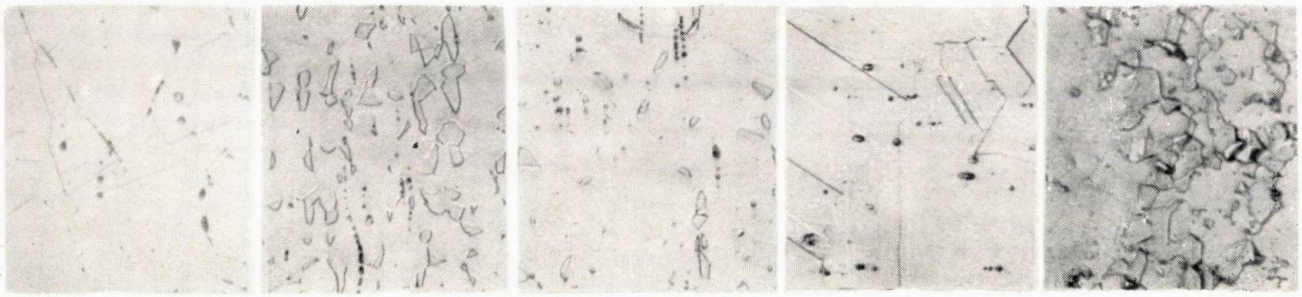
Starea de pasivare cu cea mai mică stabilitate este o condiţie favorabilă producerii coroziunii fisurante sub sarcină [4]. De asemenea, peliculele de oxid cristalin spre deosebire de cele amorfe, fiind mai puţin plastice, la uşoare deformări plastice se pot rupe [1]. O dată filmul distrus, mediul coroziv acţionează asupra metalului în adîncime, din ce în ce mai profund. Fisurarea porneşte de la aceste adînciturі, propagîndu-se perpendicular pe direcţia sarcinii.

Hochmann şi Bourrat consideră că sensibilitatea la coroziunea cu caracter local este determinată de microstructura oţelurilor. Nutting a constatat în acest sens că localizarea atacului electrochimic depinde de distribuirea dislocaţiilor, deşi rezultatele diferiţilor cercetători sînt contradictorii [5].

Materialul cercetat şi metoda de lucru. Pe linia realizării unor oţeluri inoxidabile cu conţinut mai scăzut de nichel, cu proprietăţi fizico-chimice şi mecanice apropiate de cele ale oţelului inoxidabil de tip 18—8, în ICEM s-a realizat pentru prima dată în ţară oţelul inoxidabil Cr—Mn—Ni—N. În vederea utilizării oţelului pe scară industrială, în laborator s-au efectuat cercetări asupra rezistenţei la coroziunea generală, intercristalină şi fisurantă sub sarcină, în acest articol fiind tratat numai ultimul aspect.

Cercetările s-au efectuat pe cinci şarje de oţel cu compoziţia chimică arătată în tabela 1.

Structura oţelurilor în stare călită de la 1 150°C în apă a fost austenito-feritică, aşa cum rezultă din microstructurile din figurile 1, *a*,*b*,*c*,*d* şi *e* (mărire 250 : 1, atac electrolitic : anhidridă cromică 10%).



a *b* *c* *d* *e*

Fig. 1

Tabela 1

Şarja nr.	Fig.	Compoziţia chimică, %									
		C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	N	Nb	Mo
1	1, *a*	0,05	9,46	0,69	0,058	0,033	17,08	5,02	0,26	—	—
2	1, *b*	0,05	8,50	0,69	0,050	0,050	16,71	4,66	0,22	—	3,10
3	1, *c*	0,12	7,63	0,92	0,050	0,030	18,07	3,60	0,195	—	0,65
4	1, *d*	0,05	9,10	0,53	0,049	0,020	18,26	6,28	0,245	—	—
5	1, *e*	0,08	9,65	nedozate			17,55	4,95	0,20	0,53	—

Rezultă că structura oțelului constă din austenită + ferită + carburi de crom ; conținutul de ferită este variabil, în unele șarje fiind cuprins între 10 și 20% (șarja 1,2,3) ; în alte șarje sînt urme de ferită (șarja 4), iar în șarja 5 ferita se găsește în aglomerări.

Cercetările s-au efectuat pe probe tensionate constant, la mașina de coroziune sub sarcină cu încărcare indirectă, în mediul coroziv recomandat de majoritatea surselor din literatura de specialitate — clorură de magneziu 42% la temperatura de fierbere de 154°C. Epruvetele din oțel inoxidabil cu secțiune rotundă au avut secțiunea tensionată de 19,62 mm². Probele au provenit din bare forjate, călite și apoi strunjite.

Experimentările s-au făcut la sarcini între 13 și 41% din rezistența la rupere a oțelului, iar prin studii microscopice s-a stabilit gradul de coroziune intercristalină și transcristalină a fiecărui oțel.

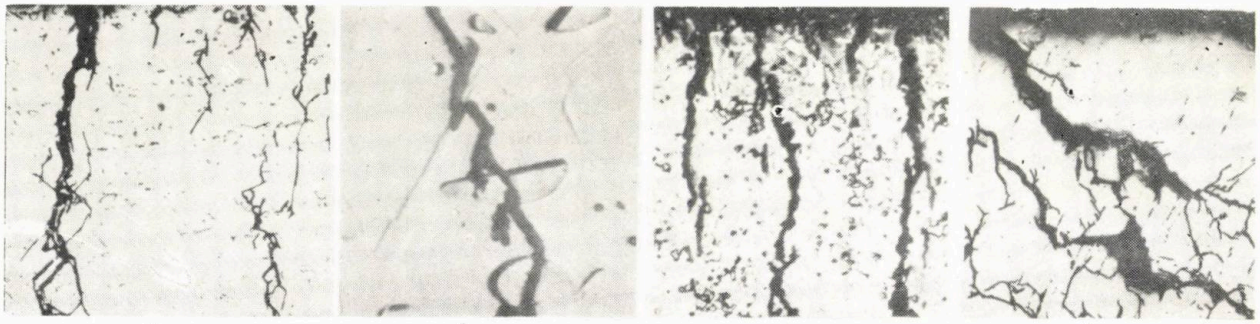
După unii autori, rezistența la coroziunea fisurantă sub sarcină a oțelurilor inoxidabile este asigurată de conținutul ridicat de nichel, care trebuie să depășească 25%, conținutul optim de nichel fiind însă 45% [6], [7]. După părerea prof. Riabcenkov oțelurile cu conținut de nichel sub 25% au practic rezistența oțelului 18—8 (în jur de 14 kgf/mm²), în condițiile mediului coroziv arătat mai înainte. În același timp însă la oțelurile cu conținut de nichel sub 5% s-a constatat o creștere a rezistenței la coroziunea fisurantă sub sarcină ; aceasta se consideră o urmare a apariției feritei în structură, care oprește dezvoltarca fisurilor în oțel.

Rezultatele cercetărilor. Sarcinile la care s-au efectuat cercetările în ICEM au fost cuprinse între 10 și 30 kgf/mm², rezistența la rupere a clasei de oțeluri studiate fiind de circa 70 kgf/mm², iar limita de curgere — de circa 50 kgf/mm².

La sarcina de 30 kgf/mm² nu a rezistat nici una dintre cele cinci șarje studiate. În mai puțin de o oră probele s-au rupt, prezentînd fenomene de coroziune transcristalină și intercristalină, așa cum reiese din figura 2, *a* (mărire 100 : 1, atac electrolitic : anhidridă cromică 10%).

Din cele arătate rezultă că atît oțelul cu structură austenitică (oțelul din șarja 4 nu a avut decît urme de ferită), cît și cel cu structură austenito-feritică a avut aceeași comportare. La o tensiune de 30 kgf/mm², ferita nu a constituit o barieră pentru fisurile transcristaline, așa cum reiese din figura 2, *b* (mărire 630 : 1, atac electrolitic : anhidridă cromică 10%).

Reducerea sarcinii de la 30 la 20 kgf/mm² a dus la creșterea rezistenței la coroziune a majorității șarjelor însă nu în măsura în care



a *b* *c* *d*

Fig. 2

oțelurile să fie declarate rezistente la coroziune fisurantă sub sarcină.

Astfel, timpul maxim de rezistență a probelor a fost în cazul șarjei 1, de 19 h, al șarjei 2, de 4h și 25 min, al șarjei 3, de 22h și 25 min, al șarjei 5, de 175 h.

Oțelul din șarja 4, spre deosebire de celelalte, a avut aceeași rezistență foarte scăzută la 20 kgf/mm² ca și la 30 kgf/mm², rupîndu-se în numai 20 min.

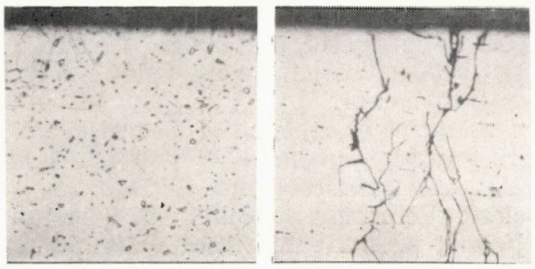
Rezistența cea mai ridicată la 20 kgf/mm² a avut-o oțelul din șarja 5, stabilizat cu niobiu. La acest oțel s-a remarcat preponderența coroziunii transcristaline față de cea intercristalină (fig. 2, *c*, mărire 100 : 1, atac electrolitic : anhidridă cromică 10%) în timp ce la celelalte oțeluri fisurile transcristaline au numeroase ramificații intercristaline (fig. 2,*d*, mărire 100 : 1, atac electrolitic : anhidridă cromică 10%).

Încercările efectuate pe probe supuse unei tensiuni de 10 kgf/mm² în $MgCl_2$ 42%, la 154°C, au demonstrat creșterea simțitoare a rezistenței la coroziunea fisurantă sub sarcină a oțelurilor studiate. Astfel, oțelul din prima șarjă s-a rupt după 155 h de încercare, oțelul din șarja 2, după 300 h de încercare, iar cel din șarja 3, după 590 h de încercare ; aceste oțeluri nu au fisurat și conform studiilor metalografice nu au prezentat fenomene de coroziune (fig. 3, *a*, mărire 100 : 1 ; atac electrolitic : anhidridă cromică 10%).

Ca și în încercările precedente epruvetele din șarja 4 au avut cea mai slabă rezistență, timpul maxim de rupere fiind de 50 min.

În figura 3,*b* este prezentată microstructura unei probe din oțelul respectiv, cu coroziune intercristalină și transcristalină evidentă.

Oțelul stabilizat, din șarja 5, s-a rupt în timp de 200 h însă la sarcina 15 kgf/mm².



a *b*

Fig. 3

Din cercetările efectuate, ale căror rezultate au fost pe scurt prezentate, reiese că oțelul inoxidabil de tip Cr—Mn—Ni—N, cu structură bifazică având conținutul de ferită sub 20%, are rezistența la coroziune fisurantă sub sarcină similară cu cea a oțelului de tip 18—8, pentru aceasta din urmă datele pentru comparație fiind luate din literatură [6].

Deși din literatura de specialitate mai recentă, stabilizarea oțelurilor inoxidabile de tip 18—8 nu este considerată un mijloc de prevenire a coroziunii fisurante sub sarcină, fără pretenții de concluzie definitivă, din cercetările efectuate de autori, Nb este în măsură să reducă tendința spre coroziune fisurantă sub sarcină, în măsura în care împiedică fisurarea intercristalină a oțelului.

Preocupările existente pe plan mondial în direcția găsirii de soluții, care să ducă la îmbunătățirea rezistenței la coroziune fisurantă sub sarcină a oțelului de tip 18—8, merită extinse și asupra oțelului Cr—Mn—Ni—N, având în vedere primele rezultate obținute în ICEM.

LA CORROSION SOUS TENSION DES ACIERS INOXYDABLES Cr-Mn-Ni-N

Sont présentés les résultats des recherches sur la résistance à la corrosion sous tension des aciers inoxydables ayant une teneur en nickel inférieure à 6%, à structure austénitique et austénito-ferritique.

Les expériences ont été effectuées sur des épreuves soumises à une tension constante, sur une machine à chargement indirect, dans la chlorure de magnésium 42%, à la température d'ébulition. La charge a été de 30—10 kgf/mm².

Les résultats sont analogues à ceux qui sont indiqués dans la littérature technique pour les aciers inoxydables type 18-8.

STRESS CRACKING CORROSION OF STAINLESS Cr-Mn-Ni-N STEELS

The paper presents the results of the investigations concerning the stress cracking corrosion of stainless steels containing less than 6% nickel with an austenitic and austenitic-ferritic structure.

The experiments were carried out on constantly stressed specimens in an indirect stress tester, in 42% magnesium chloride at boiling temperature. The applied stress varied between 30 and 10 kgs/sq.mm.

The results of the tests were similar to those published in the literature for 18-8 type stainless steels.

BIBLIOGRAFIE

[1] Hochmann J. și Bourrat J. *Corrosion et Anticorrosion.* Vol. 13, nr. 7, 299, 1965.

[2] Smialovski M. *Corrosion et Anticorrosion.* Vol. 13, nr. 6, 1965, p. 270.

[3] *Sbornic perevodov statiei iz inostrannoi literatuii*, 1957.

[4] Dr. Engell. *Corrosion et Anticorrosion.* Vol. 13, nr. 7, 1965, p. 308.

[5] „*Corros. contrainte, rupt. différées, fatigue — corros. et relat. phénom.*" Gif-sur-Yvette. (S et O), Paris, 1965, p. 111 — 115.

[6] Riabcenkov A. V. și Gherasimov V.I. Zașcita Metallov, nr. 1, 1965.

[7] Colombier L. și Hochmann J. *Aciers inoxidables.* Aciers refractaires. Ed. Dunod, Paris, 1965, p. 212.

CZ 620.175

Contribuții la studiul distribuției eforturilor axiale pe secțiunea epruvetelor deformate prin torsiune

Dr. ing. I. DRĂGAN

Institutul politehnic — Cluj

Distribuția efortului tangențial pe secțiunea epruvetelor deformate prin torsiune a fost studiată de către mai mulți cercetători [1], [2], [3], ajungîndu-se la concluzia că acesta este zero la interiorul epruvetei și maxim la exteriorul ei. Acceptîndu-se această distribuție a efortului tangențial pe secțiunea epruvetei, în prezența unui efort axial normal (neglijîndu-se efortul radial și cel circumferențial) din ecuația de plasticitate de forma

$$\sigma^2 + 3\tau^2 = 3k^2, \qquad (1)$$

unde : σ este efortul axial normal ;
τ — efortul tangențial ;
k — efortul tangențial maxim,

rezultă că la exterior unde $\tau \to k$, $\sigma \to 0$ și la axă

unde $\sigma \to 0$, $\sigma_{max} \to \tau_{max}$, respectiv atinge valoarea $\sqrt{3}k$, aşa cum este reprezentat grafic în figura 1 [1]. Această concluzie a fost acceptată de mai mulţi cercetători şi folosită la explicarea diferitelor fenomene legate mai ales de ruperea epruvetelor deformate prin torsiune [4], [5].

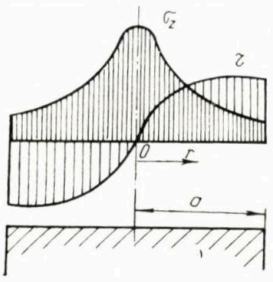


Fig. 1

Nadai [1] a făcut o legătură între eforturi şi deformaţii în prezenţa atît a efortului axial, cît şi a celui tangenţial, propunînd relaţia :

$$\frac{\varepsilon}{\gamma} = \frac{\sigma}{3\tau}, \qquad (2)$$

unde ε este deformaţia liniară produsă de efortul σ, iar γ — deformaţia unghiulară produsă de efortul tangenţial τ. Hill [6] a studiat, de asemenea, solicitarea combinată (torsiune + tracţiune) şi, folosind ca epruvetă un tub cu pereţi subţiri, propune relaţia :

$$\gamma \frac{d\theta}{dl} = \frac{3\tau}{\sigma} \qquad (3)$$

care — într-o formă diferenţială — este asemănătoare cu relaţia propusă de Nadai. Considerînd o bară cilindrică compusă din mai multe tuburi, Hill afirmă că această teorie poate fi aplicată şi pentru epruvete pline.

În toate cazurile amintite s-a considerat că efortul axial este aplicat din exterior, neglijîndu-se eforturile normale (radial şi circumferenţial). Dar în cazul deformării epruvetelor prin torsiune, cu menţinerea fixă a lungimii lor, forţa axială apare ca o consecinţă a procesului deformării, deci ea nu este aplicată din exterior. Dacă ecuaţia de plasticitate (1) nu pare să fie afectată de modul în care se formează efortul axial σ (aplicat din exterior sau născut în timpul deformării) relaţiile (2) şi (3) par să nu fie aplicabile în cazul particular al deformării prin torsiune, cînd o forţă axială apare ca urmare a deformării (menţinîndu-se epruveta la lungime fixă). Astfel, în timpul răsucirii, cînd epruveta este menţinută la lungime fixă $dl = 0$ însă în acest timp apare o forţă axială (de compresiune sau de tracţiune deci $\sigma \neq 0$). Cînd epruveta este lăsată liberă $\sigma = 0$ (considerînd un σ mediu raportat la toată secţiunea epruvetei), epruveta îşi schimbă dimensiunile, deci $dl \neq 0$. Prin urmare, în acest caz particular al deformării prin răsucire, nu pot fi aplicate ecuaţiile de plasticitate într-un mod simplu, ele fiind valabile în întregime numai pentru materiale ideale la care nu apar forţe axiale în timpul răsucirii.

Presupunînd că la axa epruvetei deformarea produsă este neglijabil de mică, această parte ar putea fi considerată ca un material ideal şi, folosind relaţia (3), rezultă că deoarece $dl = 0$ şi σ va fi tot zero. La exterior, unde deformarea este maximă, materialul nu mai poate fi considerat ideal şi, datorită prezenţei unei forţe axiale create de deformare, rezultă că deşi $dl = 0$, σ nu va fi zero. Din această analiză reiese că — în acest caz particular al deformării prin torsiune — efortul axial este maxim la exterior şi mai mic la axa epruvetei, deci invers decît ar reieşi din ecuaţia de plasticitate (1) şi cum a fost considerat pînă acum.

S-a arătat că efortul radial şi cel circumferenţial au fost neglijate în relaţiile de mai înainte. Dar din rezultatele obţinute de Dewis [7] care a folosit deformarea combinată (torsiune + tracţiune + presiune interioară, deformînd epruvete tubulare) pentru verificarea ecuaţiilor de plasticitate se poate vedea că efortul radial şi circumferenţial au unele valori cînd o forţă axială este prezentă alături de momentul de torsiune (tabela 1).

Tabela 1

Eforturile		Valoarea lor, kgf/cm²			
Axial, σ_z		7 050	6 250	5 210	4 160
Circumferenţial, σ_θ		4 170	3 280	2 620	2 030
Radial, σ_ρ		−189	−176	−143	−117
Principal,	σ_1	7 050	6 900	6 630	6 140
	σ_2	4 170	2 690	1 200	42
	σ_3	−189	−176	−143	−117
Tangenţial,	τ	0	1 470	2 480	2 870

Crussland şi Hill [8] au studiat comportarea la deformare plastică a tuburilor cu pereţi groşi în condiţiile deformării combinate : torsiune şi presiune interioară. Folosind pentru starea plastică relaţiile :

$$p_0 = 2k \ln \frac{R}{r}; \qquad (4, a)$$

$$t_0 = \frac{2\pi}{3} k (R^3 - r^3), \qquad (4, b)$$

unde : p_0 este presiunea interioară capabilă să producă deformaţia plastică a tubului fără prezenţa unui moment de torsiune ;

t_0 — momentul de torsiune capabil să producă deformaţia plastică a tubului fără prezenţa unei presiuni interioare ;

R — raza exterioară şi r — raza interioară a epruvetei ;

k — efortul tangenţial maxim, şi notînd cu p presiunea interioară şi cu t momentul de torsiune, care au o valoare de aşa natură încît împreună vor putea produce deformarea plastică a epruvetei, ei au găsit că relaţia :

$$\left(\frac{p}{p_0}\right)^2 + \left(\frac{t}{t_0}\right)^2 = 1 \qquad (5)$$

dă rezultate satisfăcătoare în limita de eroare sub 2%. Din aceste experienţe reiese că presiunea interioară afectează pronunţat comportarea materialului la deformare prin torsiune.

Rossard şi Blain [2], măsurînd momentul de torsiune la deformarea oţelului, la o temperatură de 1 200°C, prin mărirea numărului de rotaţii de la 0,24 la 697 rot/min, au înregistrat o creştere a momentului de torsiune de circa 5 ori. De aici se poate trage concluzia că deoarece între axa epruvetei şi partea ei exterioară există o mare diferenţă în viteza de deformare, va exista şi o diferenţă apreciabilă între rezistenţa la deformare a acestor două porţiuni.

Comparînd rezultatele lui Dewis, Crussard şi Hill, Rossard şi Blain se poate presupune că în timpul deformării prin torsiune, cu prezenţa unei forţe axiale, poate fi creată o presiune interioară la axa epruvetei, care poate afecta — într-o oarecare măsură — distribuţia efortului axial pe secţiunea epruvetei.

Ţinîndu-se seamă de teoriile discutate în lucrarea de faţă s-au făcut unele încercări pentru elucidarea acestei probleme în acest caz particular al deformării prin torsiune.

Folosind o instalaţie de încercare prin torsiune, descrisă pe larg în lucrarea [9], au fost efectuate mai multe serii de încercări şi anume :

Măsurarea presiunii interne care apare în epruvetă în timpul torsiunii cu prezenţa unei forţe axiale. Pentru această experienţă s-au folosit epruvete găurite, cu diametrul exterior de 14,8 mm, diametrul interior de 11,2 mm şi lungimea deformabilă de 60 mm, executate din aliaj de aluminiu. Epruvetele au fost prinse în instalaţia de încercare prin intermediul pieselor *1* şi *2* din figura 2. În piesa *2* a fost fixat

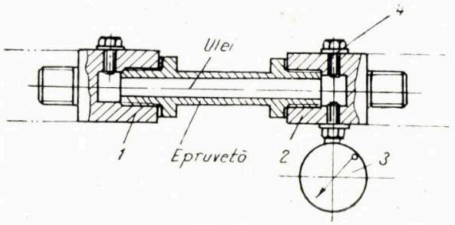


Fig. 2

şi un manometru *3*, iar în interiorul epuvetei s-a introdus ulei prin orificiile astupate cu şuruburile *4*. Epruveta a fost deformată prin răsucire pînă cînd presiunea din interior a atins un maxim, rămînînd apoi constantă. Deformarea s-a făcut pornind o dată de la o presiune iniţială $p = 0$ şi apoi de la o presiune iniţială mai mare decît cea rezultată de la prima încercare. În ambele cazuri presiunea a atins aproximativ aceeaşi valoare. Această experienţă a fost efectuată pe mai multe epruvete cu diferite valori ale forţei axiale aplicate din exterior (în limitele de mărime comparabile cu acelea care apar în epruvetă în timpul deformării prin torsiune la cald).

Pentru o mai bună apreciere a rezultatelor obţinute prin această încercare a fost folosită relaţia (4, a) sub forma :

$$p = c\, 2k \ln \frac{R}{r}, \qquad (6, \text{a})$$

unde : p este presiunea interioară care apare în timpul deformării ;

c — coeficientul care ţine seamă de prezenta forţei axiale şi a momentului de torsiune de unde s-a calculat valoarea coeficientului c :

$$c = \frac{p}{2k \ln \frac{R}{r}}. \qquad (6, \text{b})$$

Valoarea efortului tangenţial k a fost calculată din momentul de torsiune măsurat la deformarea unei epruvete în condiţiile presiunii interioare $p = 0$ şi a efortului axial $\sigma = 0$.

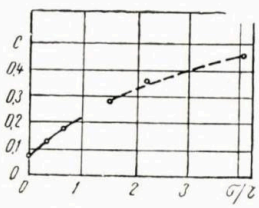


Fig. 3

În figura 3 se arată variaţia coeficientului c cu raportul $\frac{\sigma}{\tau}$ (σ fiind efortul axial real şi τ — efortul tangenţial real). Din rezultatele lui Dewis (prezentate în tabela 1) luînd $p = -2\sigma_p$ (Dewis a considerat o valoare medie a lui $\sigma_p = -\frac{p}{2}$) şi calculînd valoarea efortului k din eforturile normale principale, folosind ecuaţia de plasticitate de forma :

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = Gk^2,$$

s-a stabilit, de asemenea, valoarea coeficientului c a cărui variaţie cu raportul $\frac{\sigma}{\tau}$ este arătată tot în figura 3 (punctat). În această figură se poate vedea că cele două curbe se întîlnesc destul de uşor şi arată în acelaşi timp că valoarea coeficientului c depinde mai puţin de materialul şi dimensiunile epruvetei, din care cauză această experienţă nu a fost continuată pe epruvete din materiale şi de mărimi diferite.

Măsurarea eforturilor axiale. Pentru această încercare au fost folosite epruvete pline, cu lungimea de 38 mm şi cu diametrul de 9,5 şi 6,35 mm, precum si epruvete găurite cu lungimea de 38 mm, diametrul exterior de 9,5 mm şi diametrul interior de 6,35 mm, respectiv 4,75 mm. Au fost alese aceste dimensiuni pentru a se putea face comparaţie între eforturile axiale prezente în diferite puncte de-a lungul razei epruvetei. Epruvetele au fost executate din oţel carbon (0,13% C ; 0,47% Mn ; 0,2% Si ; 0,057% S ; 0,075% P). Deformarea a fost făcută cu 75 rot/min la temperaturi cuprinse între 800 şi 1 300°C (excepţie făcînd epruvetele găurite asupra cărora nu s-au putut face măsurări decît numai peste 900°C). Pentru comparaţie s-a luat forţa axială maximă care a apărut în tim-

pul deformării și momentul de torsiune corespunzător. Variațiile forței axiale maxime și ale efortului axial maxim cu temperatura, pentru toate epruvetele, sînt arătate în figura 4 (*1* — epruvetă plină cu Ø 9,5 mm; *2* — epruvetă plină cu Ø 6,35 mm; *3* — epruvetă găurită cu Ø 4,75 mm; *4* — epruvetă găurită cu Ø 6,35 mm).

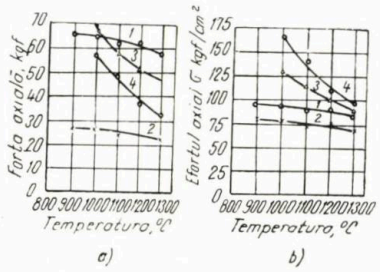


Fig. 4

Luînd în considerare un cerc mediu pe secțiunea epruvetei, ales în așa fel încît aria dinăuntru să fie egală cu cea din afară, variația efortului axial σ (pus pe acest cerc) cu raza epruvetei, pentru diferite temperaturi de încercare, este arătată în figura 5.

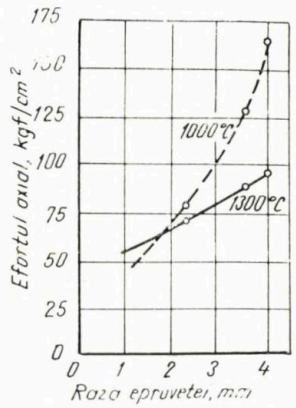


Fig. 5

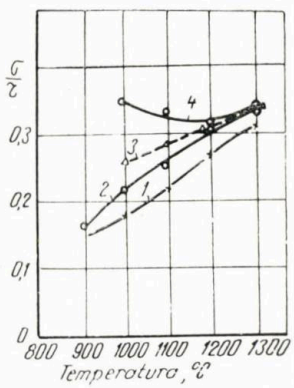


Fig. 6

La o lungime a epruvetelor și la un număr de rotații pe minut, aceleași pentru toate epruvetele, diametrele lor fiind diferite, a rezultat o viteză de deformare diferită pe fiecare epruvetă; în figura 6 (*1* — epruvetă plină cu Ø 9,5 mm; *2* — epruvetă plină cu Ø 6,35 mm; *3* — epruvetă găurită cu Ø 4,75 mm; *4* — epruvetă găurită cu Ø 6,35 mm) și în figura 7 sînt date variațiile raportului σ : τ cu temperatura și cu raza epruvetei.

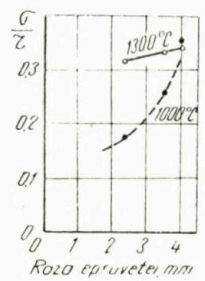


Fig. 7

Studiul structurii pe secțiunea epruvetei la diferite etape ale deformării. Pentru această încercare au fost folosite epruvete pline, cu dimensiunile și materialul indicate la încercarea precedentă. Deformarea a fost făcută cu 75 rot/min. Epruvetele au fost încălzite prin inducție și răcite rapid la o etapă dorită a deformării, după oprirea instalației. Structura de la partea exterioară, de la mijlocul razei și de la axa epruvetei, după o deformare cu 4 și 13 rotații, la o temperatură de 600 °C, este arătată în figura 8 (*a* — după 4 rotații; *b* — după 13 rotații; *I* — la exterior; *II* — la mijlocul razei; *III* — la axa epruvetei). A fost aleasă această temperatură deoarece aici apare la începutul deformării o forță axială de compresiune și spre sfîrșit, de tracțiune, după cum reiese și din figura 9.

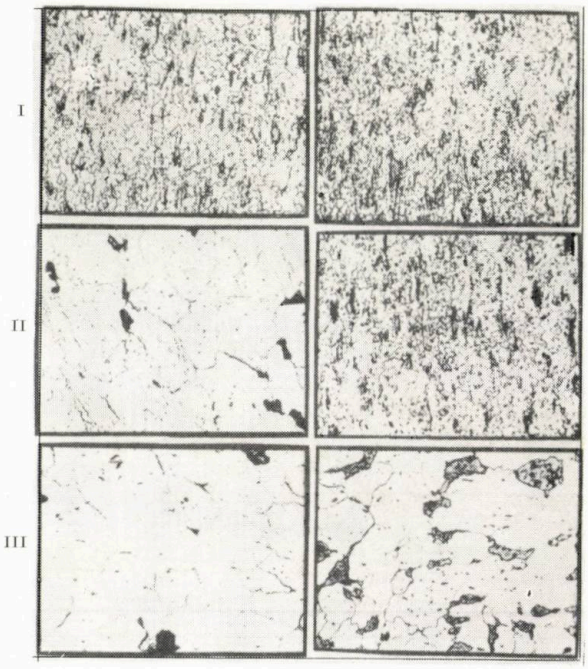


Fig. 8

Din figura 8 reiese că la axa epruvetei deformarea a fost foarte slabă după 4 rotații, fiind foarte mică chiar și după 13 rotații. Comparînd această schimbare în structură cu variația forței axiale, apare clar că forța de compresiune este o consecință a procesului de formare a substructurii, proces care continuă să aibă loc în timp către axa epruvetei. Nu se vede o diferență sensibilă între structura la exterior a epruvetelor deformate cu 4 și 13 rotații. Aceasta arată că intensitatea deformării grăunților descrește în timp, crescînd intensitatea alunecării lor (marginile grăunților comportîndu-se acum ca și marginile vechilor grăunți), contribuind la o creștere continuă (pînă la un punct oarecare) a forței axiale de tracțiune. Neglijînd orice deformare la axa epruvetei, variația efortului axial pe secțiunea acesteia va fi sub forma arătată

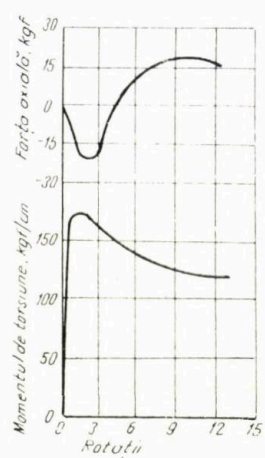


Fig. 9

schematic în figura 10. Prin urmare, de la o etapă la alta a deformării, intensitatea factorului care produce forța de tracțiune crește la exterior, iar a factorului care produce forța axială de compresiune se deplasează spre axa epruvetei pînă la o anumită etapă, cînd intensitatea acestuia descrește. Reiese, deci, că este posibil să existe o astfel de etapă a deformării în care la exterior să fie prezente eforturi de tracțiune, iar la interior — de compresiune.

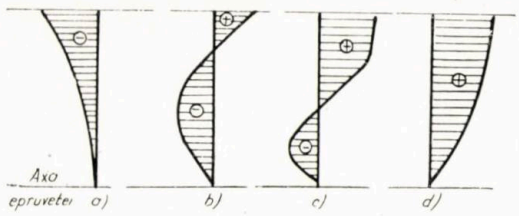


Fig. 10

Folosind valoarea lui c din relația (6, b) și reprezentat în figura 3, rezultă că un efort de compresiune este prezent spre axa epruvetei și din cauza efortului radial ($\sigma_\rho = p$). Trebuie avut însă în vedere că valoarea coeficientului c, fiind mică, efortul radial va fi neglijabil la exterior, însă acesta poate atinge valori mari la axa epruvetei, deoarece cînd $r \to 0$, σ_ρ are valori mari. De aceea, efortul radial poate fi considerat că variază ca în figura 11, *a*. Combinînd variația efortului axial din figura 10, *d* cu cea a efortului radial din figura 11, *a*, reiese că la axa epruvetei este posibil să existe un efort de compresiune și din acest punct de vedere (fig. 11, *b*).

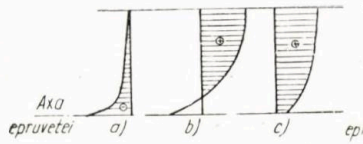


Fig. 11

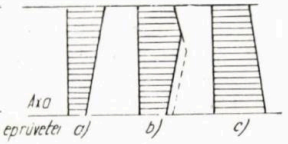


Fig. 12

Prezența efortului de compresiune la axa epruvetei și a celui de întindere la exteriorul ei rezultă și experimental (fig. 5, *a*). În această figură se arată că forța axială pentru epruveta găurită cu diametrul interior de 4,75 mm și deformată la 1 000°C este mai mare decît pentru epruveta plină cu același diametru exterior și deformată la aceeași temperatură (aria epruvetei găurite fiind mai mică decît a celei pline).

Diferența dintre eforturile axiale, respectiv dintre raportul : $\sigma : \tau$ de la axa epruvetei și exteriorul ei (considerate pe epruvetele pline și găurite) descrește prin creșterea temperaturii (fig. 5, 6, 7). Mai mult, între 1 200 și 1 300°C, raportul $\sigma : \tau$ pentru epruvetele găurite este aproximativ la fel cu cel al epruvetelor pline, care au același diametru exterior. Rezultă că, prin creșterea temperaturii, o astfel de deformare este prezentă spre axa epruvetei și că aceasta produce eforturi de tracțiune și în acest loc. La temperaturi ridicate, după un număr relativ mare de rotații, distribuția efortului axial pe secțiunea epruvetei ar putea fi ca în figura 11, *c*.

Comparînd variația forței axiale cu temperatura pentru epruvete pline și găurite (fig. 5 și 9) și schimbarea structurii (fig. 8), rezultă că fenomenul formării substructurii este prezent în oțelul cu carbon redus, cu o intensitate din ce în ce mai mică pînă la o temperatură de aproximativ 1 150°C, deasupra căreia acest fenomen, chiar dacă este încă prezent, joacă un rol neglijabil în crearea forței de compresiune. Prin urmare, deasupra temperaturii de 1 150°C, o forță de tracțiune apare în timpul torsiunii aproape de la începutul deformării și în aproape întreaga secțiune a epruvetei.

Distribuția efortului axial mai sus discutată și arătată schematic în figura 11 poate fi admisă în acest fel, în condițiile aceleiași temperaturi și conținut în faze pe întreaga secțiune. În realitate însă aceste condiții nu sînt satisfăcute întotdeauna. Datorită energiei cheltuite pentru deformare, temperatura epruvetei poate crește. Deoarece căldura dezvoltată în epruvetă este proporțională cu energia cerută pentru deformare, înseamnă că la exterior temperatura va crește mai repede decît la interior și după cîteva rotații temperatura va fi distribuită pe secțiunea epruvetei, ca în figura 12, *a*. Deoarece temperatura va crește mai mult la exterior, căldura va fi transmisă din acel loc spre interior, prin conducție, și spre exterior, prin radiație (dacă temperatura suprafeței epruvetei întrece temperatura mediului înconjurător). După un oarecare număr de rotații se ajunge la un echilibru între căldura degajată și cea transmisă la exterior, temperatura rămînînd constantă în acel loc dar crescînd înăuntru (lîngă suprafață, fig. 12, *b*). Continuînd în acest fel, după un număr mare de rotații, se poate considera că cea mai mare temperatură va fi la axa epruvetei (fig. 12, *c*). Deoarece energia necesară la deformare descrește și coeficientul de transmitere a căldurii prin radiație crește cu creșterea temperaturii, prima distribuție (fig. 12, *a*) va fi prezentă la temperaturi mai joase și la un număr mai mic de rotații, a doua (fig. 12, *b*), la temperaturi ridicate și un număr mediu de rotații și ultima (fig. 12, *c*), la temperaturi foarte mari și un număr mare de rotații. Desigur că distribuția temperaturii pe secțiune este foarte relativă, ea depinzînd, în mare măsură, și de viteza de deformare folosită.

S-a arătat în lucrarea [9] că, trecînd de la faza α la faza γ (în cazul oțelului carbon) are loc o schimbare bruscă în mărimea efortului axial (mai ales a raportului $\sigma : \tau$). Prin urmare, o variație a temperaturii poate schimba pe secțiune conținutul în faze (acest lucru se poate întîmpla în și lîngă domeniul de temperatură la care transformarea $\alpha \rightleftarrows \gamma$ are loc), deci distribuția efortului axial pe secțiunea epruvetei.

Distribuția efortului axial pe secțiunea epruvetei poate fi schimbată și din cauza neuniformității temperaturii de-a lungul acesteia. Neuniformitatea de-a lungul epruvetei chiar dacă nu este prezentă la început poate apărea în timpul deformării.

S-a arătat deja că datorită deformării, temperatura părții deformabile a epruvetei crește, devenind mai mare decît a restului epruvetei nedeformate. Pierderea mai mare de căldură are loc lîngă umărul epruvetei, astfel că distribuția temperaturii de-a lungul acesteia va fi ca în figura 13, *a*. Diferența în temperatură va provoca diferență în rezistența la deformare a materialului și deci o diferență în deformare. De aceea, momentul de torsiune M are aceeași valoare în secțiunile I și II (fig. 13):

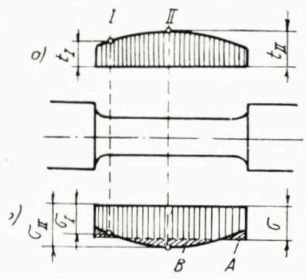


Fig. 13

$$M = \frac{2\pi r_I^3}{3}\tau_I = \frac{2\pi}{3} r_{II}^3 \tau_{II}, \qquad (8)$$

unde r_I și r_{II} sînt razele epruvetei în secțiunile I și II;

τ_I și τ_{II} — eforturile tangențiale în secțiunile I și II. Deoarece $r_I = r_{II}$ (la începutul deformării) τ_I va avea aceeași valoare ca și τ_{II}.

Dar,

$$\tau_I = f\left(T_I, \frac{d\theta_I}{dt}\right); \qquad (9, a)$$

$$\tau_{II} = \varphi\left(T_{II}, \frac{d\theta_{II}}{dt}\right), \qquad (9, b)$$

unde T_I și T_{II} sînt temperaturile în secțiunile I și II;

$\frac{d\theta_I}{dt}$ și $\frac{d\theta_{II}}{dt}$ — vitezele de deformare în secțiunile I și II și deoarece $T_I < T_{II}$, $\frac{d\theta_{II}}{dt}$ va fi mai mare decît $\frac{d\theta_I}{dt}$.

Întrucît raportul $\sigma : \tau$ crește cu temperatura (pentru epruvete pline) și la temperaturi ridicate și cu viteza de deformare [9] rezultă că σ_I (corespunzător condițiilor din secțiunea I) va fi mai mic decît σ_{II} (corespunzător condițiilor din secțiunea II). Dar în timpul deformării forța axială este aceeași pe întreaga lungime a epruvetei, așa că efortul axial σ (corespunzător forței axiale reale) va fi mai mare decît σ_I și mai mic decît σ_{II}, variația acestuia fiind arătată schematic în figura 13, *b*. Diferența între efortul σ (real) și σ_I și σ_{II} (care corespund condițiilor de deformare) va produce o alungire

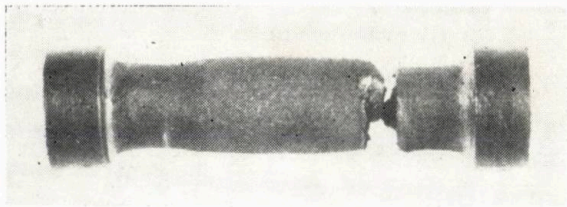


Fig. 14

a epruvetei în porțiunea A (unde $\sigma > \sigma_I$) și o comprimare a ei în porțiunea B (unde $\sigma < \sigma_{II}$). Schimbarea diametrului epruvetei se poate vedea des la temperaturi cuprinse între 1 100 și 1 200 °C, cu folosirea unei viteze de deformare relativ mare (fig. 14).

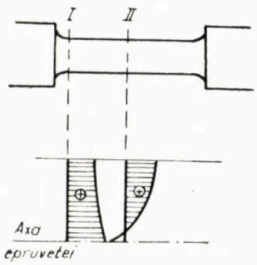


Fig. 15

În aceste condiții de deformare, distribuția efortului axial pe secțiunea epruvetei va fi cea arătată schematic în figura 15.

CONTRIBUTIONS À L'ÉTUDE DE LA DISTRIBUTION DES EFFORTS AXIAUX SUR LA SECTION DES ÉPROUVETTES DÉFORMÉES PAR TORSION

Les équations de la plasticité ne peuvent être directement employées pour l'étude de la distribution de l'effort axial sur la section de l'éprouvette déformée par torsion à chaud ; dans ce cas particulier de déformation, la distribution de l'effort axial représente un phénomène beaucoup plus complexe où l'on doit tenir aussi compte des facteurs qui créent la force axiale présente.

Durant la torsion à chaud (pour une longueur fixe de l'éprouvette), l'effort axial paraît à l'extérieur et se développe ensuite vers l'intérieur. La valeur de l'effort axial est moindre le long de l'axe de l'éprouvette et plus grande à l'extérieur. Dans certains cas (températures basses, début de la déformation) il y aura à l'extérieur un effort de traction et à l'intérieur un effort de compression.

La distribution de l'effort axial peut être modifiée par la différence de température sur la section et le long de l'éprouvette (il s'agit de la différence de température qui peut se produire durant la déformation), par la différence des phases, des éléments d'alliage et de la vitesse de déformation.

La différence dans la valeur des efforts axiaux, creé par la différence de la température le long de l'éprouvette, peut causer une non uniformité dans la déformation et même une modification de ses dimensions.

CONTRIBUTIONS TO THE STUDY OF AXIAL STRESS DISTRIBUTION ACROSS THE SECTION OF TORSION-STRAINED SPECIMENS

Plasticty equations cannot be used directly to investigate the axial stress distribution across the section of hot torsion — strained specimens; in this particular case of deformation, the distribution of axial stress is of a more complex nature and its study requires taking into account also the factors which cause the axial force.

During hot torsion (at a fixed specimen lenght), the axial strain accurs at the exterior and developp towards the interior. The axial stress is lower at the specimen axes, and higher at the exterior. Under certain circumstances (at low temperatures and at the begining of the straining) the exterior stress is tensile, and the interior compressive.

The distribution of the axial stress can be changed by the temperature differential across the specimen section and over its length (a temperature differential which can result in the deformation process), and by the phase content, alloying element and strain rate differentials.

The axial stress differential caused by the temperature differential over the specimen length can produce unever deformation and even a change in the specimen size.

BIBLIOGRAFIE

[1] Nadai A. *Theory of Flow and Fracture of Solids.* Grow-Hill, 1931.

[2] Rossard C. şi Blain P. *Premiers resultats de recherches sur la deformation des aciers à chaud.* Rev. de Met. nr. 6, 1958.

[3] Ormerod H. şi Tegart Mc G. *Resistance to Deformation of Superpure Aluminium at High Temperature and Strain Rates.* J. Inst. Met., V. 89, 1960—61.

[4] Hughes D. E. R. *The Hot Torsion Test for Assesing Hot-working properties of Metals.* JISI, V. 170, 1952.

[5] Reynolds R. A. şi Tegart Mc G. *The deformation of some Pure Irons by High speed Torsion over the Temperature Range 700—1 250°C.* JISI, V, 200, 1962.

[6] Hill R. *The Mathematical Theory of Plasticity.* Oxford, 1960.

[7] Dewis E. A. *Combined Tension and Torsion Tests with Fixied Principal Directions.* J. Apl. Mech., 1955.

[8] Crussland B. şi Hill R. *On the Plastic Behaviour of Thick Tubes Under Combined Torsion and Internal pressure.* J. Mech. Phis. Solid., V. 1—2, 1952—54.

[9] Drăgan I. *Contribuţii la studiul deformabilităţii la cald a metalelor şi aliajelor prin metoda torsiunii.* Disertaţie, I.P. Cluj, 1965.

CZ 621.742.41

Amestecuri de formare şi de miezuire cu autoîntărire

Dr. ing. E. COHN, dr. ing. C. COSNEANU şi dr. ing. L. SOFRONI

Institutul de cercetări metalurgice

Amestecurile cu autoîntărire, utilizate pentru confecţionarea miezurilor şi formelor, au căpătat o largă răspîndire în ultimii ani datorită avantajelor tehnologice şi economicităţii prezentate de acestea.

Autoîntărirea este rezultatul formării, la temperatură obişnuită, a anumitor compuşi chimici obţinuţi de obicei prin reacţia dintre două substanţe existente în proporţii determinate în amestecurile respective. Viteza reacţiei dintre aceste substanţe trebuie, în majoritatea cazurilor, reglată cu precizie, deoarece aceasta determină în final viteza de autoîntărire a amestecurilor respective.

Răspîndirea utilizării amestecurilor cu autoîntărire se datoreşte în special eliminării uscării şi reducerii ciclului de fabricaţie a formelor şi a miezurilor. Datorită acestor considerente amestecurile cu autoîntărire au constituit o preocupare permanentă pentru cercetătorii şi inginerii care lucrează în acest domeniu, efectuîndu-se diferite studii şi experimentări în vederea îmbunătăţirii calităţilor amestecurilor şi înlăturării deficienţelor prezentate de unele dintre acestea.

În practica industrială se aplică în prezent, cu rezultate bune, amestecurile pe bază de răşini sintetice [1]—[3] (în special răşini furanice [4]).

Procurarea acestor răşini este adesea dificilă, iar preţul de cost, destul de ridicat. Pe de altă parte, utilizarea acestor răşini prezintă dezavantaje din punct de vedere al protecţiei muncii, întrucît produc cantităţi mari de gaze toxice.

Silicatul de sodiu, sub formă de soluţie apoasă, a constituit unul din componenţii de bază ai multor amestecuri cu autoîntărire. Astfel se poate menţiona procedeul Nishiyama, care utilizează, alături de silicatul de sodiu, ferosiliciu sau siliciu sub formă de pulbere [5]—[7].

Acest procedeu prezintă dezavantaje economice datorită preţului ridicat al ferosiliciului şi necesităţii măcinării sale, precum şi alte inconveniente printre care se evidenţiază pericolul de explozii şi incendii ca urmare a degajării hidrogenului din reacţia chimică ce are loc între silicatul de sodiu şi ferosiliciu.

Procedeul care foloseşte, ca agent întăritor al amestecurilor preparate cu silicat de sodiu, bioxid de carbon prezintă dezavantaje din punct de vedere al dezbaterii pieselor turnate (care este foarte dificilă) şi al preţului destul de ridicat al bioxidului de carbon [8]—[9].

S-a cercetat, de asemenea, reacţia de întărire dintre silicatul de sodiu şi silicatul bicalcic sub formă de zgure sau şlam de nefelină [10]. În acest caz au existat dificultăţi din punct de vedere al procurării unor zgure cu compoziţie chimică constantă.

Amestecurile de formare — miezuire pe bază de ciment şi apă sînt cunoscute şi utilizate în

multe turnătorii din Europa. Reacţia de întărire la aceste amestecuri este însă îndelungată, necesitînd perioade de timp mai mari ca 24 h, pentru a se realiza rezistenţa necesară amestecurilor [11]—[15]. Din acest motiv demularea miezurilor şi a modelelor din cutiile de miez şi forme nu se poate efectua decît la intervale mari de timp, aplicarea procedeului fiind îngreuiată de necesitatea existenţei unui număr mare de cutii de miez şi forme.

Pentru a se accelera reacţia cimentului cu apa au fost efectuate o serie de încercări. Astfel, s-au introdus în amestecuri diferiţi agenţi, ca : clorură de calcium, gips, melasă etc. [11], [16], care au reuşit să accelereze întărirea dar au mărit friabilitatea amestecurilor respective.

În lucrarea [17] se propune, pentru accelerarea întăririi amestecurilor cu ciment, tratarea cu bioxid de carbon.

În lucrarea de faţă se prezintă rezultatele cercetărilor efectuate în laborator în vederea obţinerii unor amestecuri de formare-miezuire cu întărire rapidă pe bază de ciment şi silicat de sodiu, care au fost aplicate la scară pilot şi industrială, cu rezultate bune, eliminîndu-se o parte din inconvenientele prezentate de procedeele mai sus arătate.

Miezurile şi modelele confecţionate din amestecuri pe bază de silicat de sodiu-ciment pot fi extrase din cutiile de miez şi forme la interval de 1 h de la prepararea lor şi pot fi utilizate pentru turnarea aliajelor la 6—7 h de la obţinerea acestora, indiferent de mărimea piesei ce se va turna. În amestecurile de formare-miezuire clasice pe bază de ciment-apă, întărirea se obţine datorită formării silicaţilor de calciu hidrataţi, ca urmare a descompunerii silicaţilor bi- şi tricalcici (existenţi în proporţii mari în cimenturi) în prezenţa apei. În funcţie de mediu, hidroliza decurge după următoarele reacţii [18] :

I. $3\,CaOSiO_2 + nH_2O \rightarrow 3\,Ca(OH)_2 + SiO_2(n-3)H_2O$, în mediu care nu conţine $Ca(OH)_2$ dizolvat în soluţie ;

II. $3\,CaOSiO_2 + nH_2O \rightarrow 2\,Ca(OH)_2 + SiO_2\,CaO\,(n-2)\,H_2O$, în soluţie cu slabă concentraţie de $Ca(OH)_2$;

III. $3\,Ca\,O\,SiO_2 + nH_2O \rightarrow Ca\,(OH)_2 + 2SiO_2\,CaO\,(n-1)\,H_2O$, în soluţie saturată cu $Ca(OH)_2$.

De asemenea, silicatul bicalcic se hidratează conform reacţiei :

IV. $SiO_2\,2\,CaO + 2\,H_2O \rightarrow Ca(OH)_2 + SiO_2CaOH_2O$.

Silicaţii de calciu hidrataţi, care rezultă din reacţiile II, III şi IV, se formează ca geluri lipicioase, care aderă de grăunţii de nisip, întregul amestec căpătînd plasticitate ridicată. Gelurile de silicat cristalizează în timp, devenind dure, contribuind astfel la întărirea treptată a amestecurilor de formare — miezuire. Proprietăţile de rezistenţă ale amestecurilor cu ciment sînt în funcţie de compoziţia silicaţilor formaţi. Silicaţii cu bazicitate mai ridicată (raport $CaO : SiO_2 > 1,5$) au proprietăţi liante mai slabe decît cei cu bazicitate mai redusă (raport $CaO : SiO_2 < 1,5$) [19].

Cercetările efectuate [20] arată că raportul $CaO : SiO_2$ al hidrosilicaţilor formaţi este în directă legătură cu concentraţia oxidului de calciu din soluţia apoasă înconjurătoare (fig. 1).

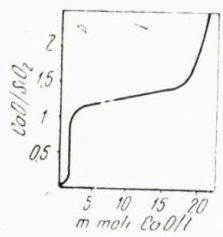


Fig. 1

Viteza cu care decurg reacţiile de mai sus este relativ redusă, iar transformarea silicaţilor cu raportul $CaO : SiO_2 > 1,5$ în silicaţi cu raportul $CaO : SiO_2 < 1,5$ este lentă şi, prin urmare, întărirea amestecurilor este înceată.

Prin tratarea cimenturilor cu soluţii apoase de silicat de sodiu se produce o întărire mult mai rapidă, deoarece hidroxizii de calciu formaţi în reacţiile cu apa din soluţia de silicat de sodiu reacţionează cu silicatul de sodiu, obţinîndu-se silicat de calciu hidratat cu proprietăţi de liere, conform ecuaţiei :

V. $Ca(OH)_2 + n\,Na_2OmSiO_2 \rightarrow SiO_2CaOH_2O + nNa_2O\,(m-1)\,SiO_2$.

Reacţia de mai sus decurge paralel cu reacţiile II, III şi IV, cantitatea de SiO_2CaOH_2O formată fiind mai mare, iar întărirea amestecurilor, mai rapidă.

Prin reacţia hidroxidului de calciu conform ecuaţiei V, concentraţia oxidului de calciu din soluţie scade, ceea ce, după cum rezultă din figura 1, favorizează formarea SiO_2CaOH_2O, care are proprietăţile de liere superioare (în comparaţie cu ceilalţi hidrosilicaţi de calciu).

Pe de altă parte soluţia de silicat de sodiu, prin furnizarea apei necesare reacţiilor II, III şi IV, devine mai concentrată, densitatea ei creşte, determinînd o mărire a viscozităţii soluţiei care trece progresiv în stare solidă, asigurînd autoîntărirea întregului amestec. Aceste reacţii fizico-chimice explică întărirea mult mai rapidă şi puternică a amestecurilor pe bază de ciment-silicat de sodiu, în comparaţie cu amestecurile clasice cu ciment-apă.

Experimentările efectuate au dus la stabilirea următoarei reţete principale pentru obţinerea amestecurilor cu autoîntărire pe bază de silicat de sodiu-ciment : 94% nisip-cuarţ ; 6% ciment M400 ; 8% silicat de sodiu ; modul = =1,8—2,0 ; densitate—1,50—1,55 g/cm³.

La efectuarea probelor s-a utilizat nisip de Aghireş, cu compoziţia granulometrică arătată în tabela 1.

Compoziţia chimică a cimentului M 400 utilizat este arătată în tabela 2.

Prepararea amestecurilor de formare-miezuire se efectuează în amestecătoare obişnuite, în felul următor : se amestecă nisipul cu cimentul timp de 2—3 min, după care se introduce soluţia

Tabela 1

Granulație	1,4	1,0	0,6	0,3	0,2	0,1	0,06	Tavă	Levigabile
Nisip, %	1,1	1,0	0,5	74	11	12	1,5	0,9	1%

Tabela 2

SiO_2	Al_2O_3	Fe_2O_3	CaO	MgO	Mn_3O_4	SO_3	P.C.
25,37	6,37	3,20	58,04	0,40	0,80	1,87	2,16

de silicat de sodiu și se continuă amestecarea timp de 1—2 min. Amestecurile trebuie să fie folosite cît mai repede, deoarece timpul lor de utilizare este de maximum 12 min. Timpul de utilizare poate fi mărit pînă la 40—45 min, prin adăugarea unei cantități de hidroxid de sodiu dizolvat în apă, după cum se va arăta ulterior.

Influența proporției și calității cimenturilor. Tipul cimentului, suprafața specifică, gradul de degradare în timp a acestuia și proporția adăugată au o influență foarte mare asupra proprietăților tehnologice ale amestecului.

S-a stabilit, pe cale experimentală, că cele mai bune rezultate se obțin cu următoarele mărci de cimenturi standardizate în R.S. România: M 400, PZ. 400 și T. 25.

Cimenturile avînd în compoziția lor peste 20% Al_2O_3 nu asigură întăririle corespunzătoare, nefiind indicate pentru amestecuri de acest tip. Studiindu-se influența proporției de ciment la amestecuri ce conțin 8% silicat de sodiu (soluție apoasă), se observă că cele mai mari rezistențe la compresiune la 1, 3, 6 și 24 h de menținere a probelor la temperatură obișnuită se obțin la proporții de 6% ciment (fig. 2, *a*).

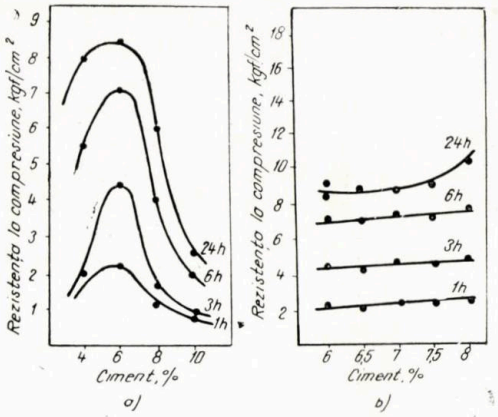


Fig. 2

Micșorarea rezistenței la compresiune a amestecului la adăugarea unor cantități de ciment mai mari de 6% se explică prin modificarea raportului dintre silicatul de sodiu și ciment, care pentru aceste amestecuri trebuie să fie de 1,2—1,4. Dacă creșterea proporțiilor de ciment adăugate se efectuează paralel cu creșterea corespunzătoare a silicatului de sodiu astfel ca raportul silicat : ciment să fie cuprins între limitele stabilite, se observă o creștere corespunzătoare a rezistenței amestecurilor (fig. 2, *b*).

Influența silicatului de sodiu. Influența proporției de silicat de sodiu adăugate a fost urmărită prin stabilirea rezistențelor la compresiune ale unor amestecuri în care s-a variat procentul de silicat, menținîndu-se cantitatea de ciment constantă, de 6% (fig. 3,*a*) și 8% (fig. 3,*b*).

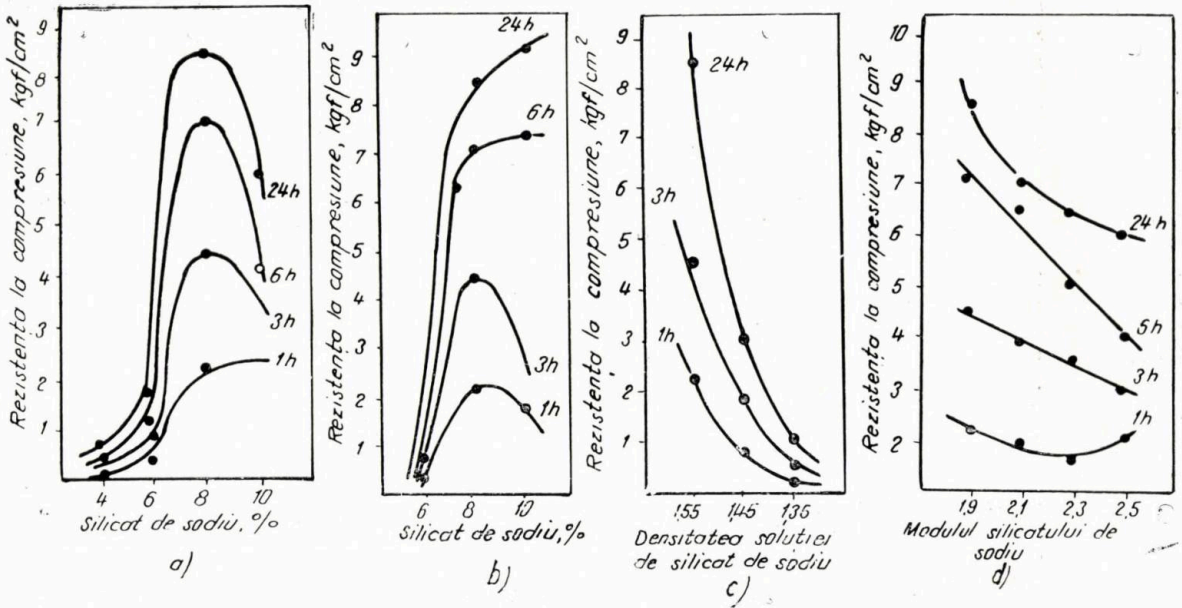


Fig. 3

În figurile 2, *a*, 2, *b* și 3, *a* se observă că valorile rezistențelor la compresiune sînt în funcție directă de raportul silicat : ciment și că la nerespectarea acestui raport între limitele arătate se constată scăderi accentuate ale rezistențelor.

Influența densității soluțiilor de silicat de sodiu asupra rezistențelor la compresiune a fost aualizată prin efectuarea unor probe în care s-a variat densitatea silicatului de sodiu între 1,35 și 1,55 g/cm³. Se observă că paralel cu micșorarea densității rezistența la compresiune scade foarte mult (fig. 3,*c*). Cele mai bune rezultate se obțin la utilizarea unei soluții de silicat de sodiu cu densitatea de 1,50 — 1,55 g/cm³.

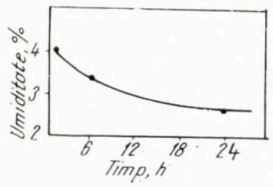


Fig. 4

S-a observat că ridicarea modulului soluției de silicat de sodiu, de la 1,9 pînă la 2,5, a contribuit la obținerea unor scăderi ușoare ale rezistenței. Cele mai bune rezultate s-au obținut la utilizarea soluției de silicat de sodiu cu modulul de 1,8—2,0 (fig. 3,*d*).

Ridicarea modulului soluției de silicat de sodiu la valori peste 2 contribuie și la micșorarea timpului de utilizare a acestor amestecuri.

Umiditatea inițială a amestecurilor este 3,9—4,1% și scade în timp, după cum se observă în figura 4, pînă la valori în jurul a 2,5—2,7% (după 24 h).

Permeabilitatea amestecurilor a variat între 350 și 450 cm³/cm²/min. Amestecurile de formare-miezuire obținute prezintă următoarele caracteristici tehnologice și de rezistență :

Rez. la compr. după 1h — 2-2,3 kgf/cm²;
„ „ „ „ 3h — 4-5 kgf/cm²;
„ „ „ „ 6h — 6,5-7,5 kgf/cm²;
„ „ „ „ 24h — 8-9 kgf/cm²;

Permeabilitatea 380—400 cm³/cm²/min;

*p*H-ul — 7,5—8,5;

Rezistența la tracțiune — 2,0—2,4 kgf/cm².

Timpul de utilizare a amestecurilor. După cum s-a arătat, amestecurile au un timp de utilizare redus, de 12 min. Utilizarea amestecurilor după această perioadă de timp duce la scăderi ale rezistenței la compresiune, după cum rezultă din figura 5,*a*.

Prin încorporarea în amestec a unor cantități de 0,1—0,6% hidroxid de sodiu dizolvate în 1% apă (procentele sînt date față de greutatea amestecului), timpul de utilizare a amestecurilor poate fi mărit pînă la 40—45 min.

Astfel, după cum rezultă din figurile 5,*b*, *c* și *d*, adăugarea a 0,2; 0,3; și 0,4% NaOH, dizolvate în 1% apă, provoacă o mărire progresivă a timpului de utilizare a amestecurilor, fără a avea influență negativă asupra altor proprietăți tehnologice ale amestecurilor.

Se constată, la utilizarea hidroxidului de sodiu, o mărire a rezistenței la compresiune în special la intervale de timp mai mari de la prepararea amestecului (24 h), în comparație cu probele fără hidroxid.

În figura 6,*a* se poate observa variația timpului de utilizare a amestecurilor preparate, în funcție de proporțiile de hidroxid de sodiu adăugate. Amestecurile care conțin hidroxid de sodiu s-au preparat în felul următor : s-a amestecat nisipul cu cimentul timp de 2—3 min, după care s-a introdus soluția de hidroxid (0,1—0,6% NaOH + 1% H_2O), amestecîndu-se în continuare 4 — 5 min; a urmat apoi adăugarea silicatului de sodiu și continuarea malaxării încă 1—2 min.

Influența temperaturii. Epruvetele confecționate din amestecurile pe bază de ciment-silicat de sodiu au fost menținute timp de 1 h la temperaturi între 200 și 1 000°C, urmărindu-se variația rezistenței la compresiune la aceste temperaturi (fig. 6,*b*); curba *1* reprezintă valorile rezistențelor epruvetelor la temperaturile respective; curba *2* — valorile rezistenței la compresiune după ce probele au fost răcite la temperatura camerei. Se poate observa că rezistențele obținute la epruvetele răcite sînt mult mai mici decît cele de la temperaturi ridicate, ceea ce indică o dezbatere relativ ușoară a acestora.

Experimentările efectuate la scară industrială au arătat că dezbaterea este mult mai ușoară decît în cazul miezurilor preparate cu CO_2, dar mai dificilă decît la cele din rășini furanice.

Influența diferitelor adaosuri pentru îmbunătățirea gradului de dezbatere. Pentru a se obține o dezbatere și mai ușoară a pieselor turnate în amestecurile preparate din silicat de sodiu-ciment, se pot încorpora diferite materiale, ca : grafit, huilă, cocs, praf de bachelită etc.

Rezultate bune au fost obținute prin încorporarea, în timpul preparării, a 1—3% cocs fin măcinat (înainte de introducerea soluției de silicat de sodiu).

După cum se poate observa din figura 6, *c* introducerea cocsului în amestecuri nu a modificat sensibil valorile rezistenței la compresiune pînă la 7 h de la prepararea acestora, dar a mărit mult rezistența amestecurilor la intervale mai mari de 12 h.

În figura 6,*d* este prezentată influența temperaturii asupra rezistenței la compresiune a amestecurilor cu 2% cocs. Se poate observa din curba *1* că valorile rezistenței la compresiune, la aceeași temperatură, sînt aproximativ egale cu cele din figura 6,*b* (amestecuri fără cocs).

În schimb valorile rezistenței la compresiune, obținute după răcirea amestecurilor la temperatură obișnuită (fig. 6, *d*, curba 2), sînt mai scăzute decît cele ale amestecurilor fără cocs (fig. 6,*b*, curba 2), ceea ce duce la concluzia că dezbaterea este mult mai ușoară.

Folosirea acestui nou tip de amestec de formare — miezuire la turnarea batiurilor pentru mașinile-unelte, precum și a altor piese destinate construcției de mașini, a scos în evidență avantajele și economicitatea acestuia în condițiile din țara noastră.

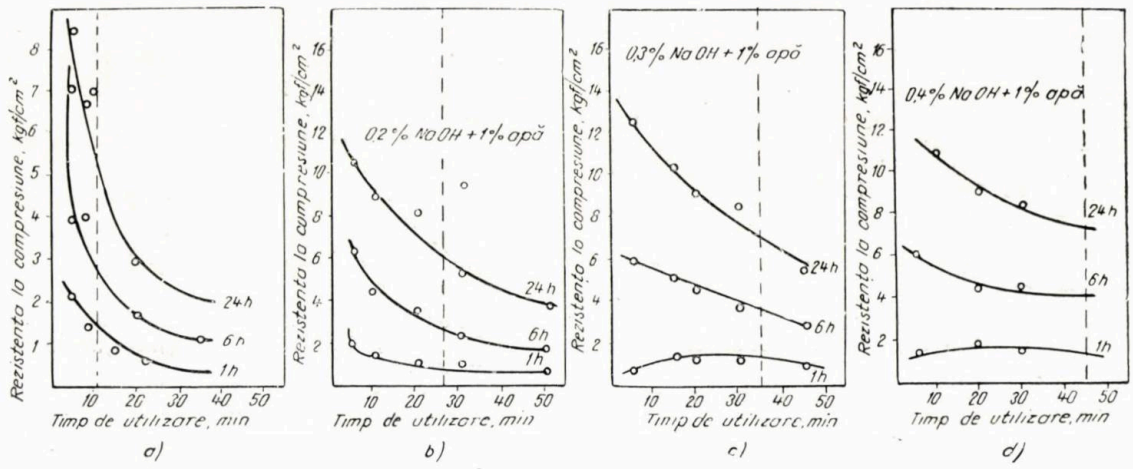


Fig. 5

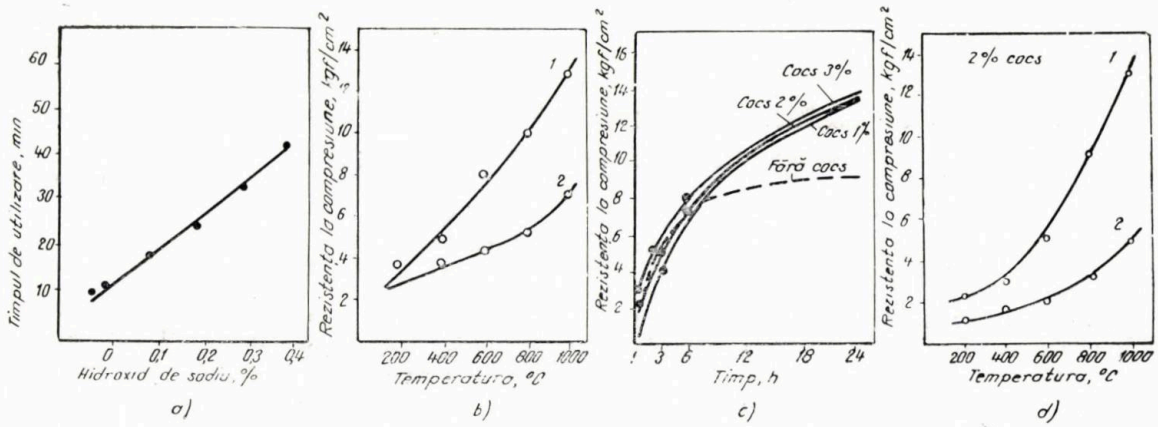


Fig. 6

La probele efectuate la scară pilot și industrială s-a constatat că dezbaterea în cazul amestecurilor ciment-silicat de sodiu este ușoară, la cele care conțin cocs, și bună, chiar în absența cocsului din compoziția amestecurilor.

În afară de avantajele arătate, amestecul de formare-miezuire cu silicat de sodiu și ciment permite refolosirea acestuia în proporție de 80—90%, după executarea operațiilor de sfărîmaresitare pentru refacerea compoziției granulometrice.

De asemenea, s-a constatat că piesele turnate au suprafețe curate, nu prezintă sufluri, fisuri sau alte defecte, ceea ce arată că folosirea amestecurilor de formare-miezuire pe bază de silicat de sodiu-ciment poate fi generalizată în turnătoriile din țara noastră, ca un înlocuitor al amestecurilor întărite cu CO_2, amestecurilor cu ferosiliciu și, în unele cazuri, ale amestecurilor cu fursatil.

SABLES DE MOULAGE ET DE NOYAUTAGE À AUTODURCISSEMENT

Les auteurs exposent les résultats d'une étude effectuée dans le laboratoire et appliquée à l'échelle semi-industrielle, concernant la préparation et l'utilisation de certains sables de moulage et de noyautage à autodurcissement, à base de ciment et de silicate de sodium.

Les mélanges sont obtenus en malaxant le sable quartzeux avec le ciment (6—7%) et le silicate de sodium (8—9%) et peuvent être employés dans les fonderies pour la préparation des noyaux et des moules.

L'autodurcissement a lieu rapidement, ce qui permet d'extraire les noyaux et les modèles 1—2 heures après leur préparation et de les utiliser au coulage 6—7 heures après leur obtention.

SELF-SETTING CORE MOULDING SANDS

The paper discusses the results of a laboratory study, subsequently applied on a semi-industrial scala, concerning the preparation and utilization of cement and sodium silicate-based, self-setting core moulding sands.

The sands are prepared by mixing quartz sand with 6 to 7% cement and 8 to 9% sodium silicate, and may be used in casting shops for cores and moulds.

The self-setting occurs over a short time, therby enabling the cores and moulds to be extracted 1—2 h. after their preparation, and to used for casting 6—7 h. after they have been produced.

BIBLIOGRAFIE

[1] Midleton J. M. Met. A. A.I.M. şi Bownes F. F. The British Foundryman, mai 1967, 5, p. 187.
[2] Moren R. E. Modern Castings, iunie 1962, p. 82.
[3] Hawley J. R. şi Cibbons M. The British Foundryman 59, 1966, 9, p. 395—403.
[4] Epstein D. The British Foundryman 59, 1966, 12, p. 500.
[5] Gibb G. şi Williams S. Foundry Trade Journal nr. 2566, 1966, p. 189.
[6] * * * Slévarenstvi nr. 8—9, 1964, p. 354.
[7] Virolle X. şi Calais A. Fonderie, august 1965, 234, p. 276.
[8] Midleton J. M. The British Foundryman, 57, aprilie 1964, p. 153—156.
[9] Stott J. The British Foundryman, martie 1967, p. 74.
[10] Petrzela L. Slévarenstvi nr. 4—5, 1967, p. 123.
[11] Moray M. şi Loix J. La Fonderie Belge nr. 1, 1967, p. 7.
[12] Le Borgne M. J. şi Jaumain M. M. Fonderie 185, iunie 1961, p. 209.
[13] Rauh C., Hewel A. şi Bahner D. Giesserei 6, iulie, 1967, p. 375.
[14] Beilhack M. Giesserei 42, 1955, p. 535.
[15] Pieper H. şi Krüger G. Giesserei 52, 1965, p. 57.
[16] Pacz O. şi Böhme H. Giesserei tehnic, nr. 9, 1966, p. 270.
[17] Levelink H. G. şi colab. Modern Castings 31, 1957, p. 55.
[18] Manilov L. A. şi Kliukovski S. I. *Fizicescaia himia i himia kremnia.* Moscova, Ed. Gozhimizdat, 1962, p. 201.
[19] Teoreanu I. *Tehnologia silicaţilor şi betoanelor.* Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1967, p. 240.
[20] Taylor H. şi Heller L. J. Chem. Soc. 2397, 1951, 1018, 2535, 1952.

CZ 621.742.475.2

Posibilităţi de stabilizare a umidităţii amestecurilor de formare destinate turnării în forme crude

Dr. ing. V. VULCU, ing. I. BRATU şi ing. ALEX. CONSTANTINESCU

Institutul politehnic — Braşov

După cum se ştie, principalul material care concură la obţinerea formei în care urmează să se toarne piesa este amestecul de formare, pregătit pe baza unei reţete date. În practică amestecul de formare de la pregătirea lui şi pînă la utilizare, se transportă şi se depozitează sub diverse forme, în funcţie de posibilităţile de care dispune turnătoria. Datorită condiţiilor în care se transportă şi se depozitează, precum şi a faptului că la pregătirea amestecului pot fi utilizate materiale cu temperatură mai mare decît temperatura ambiantă, iar în multe cazuri amestecul se încălzeşte chiar în timpul pregătirii datorită frecărilor, adaosul de apă se evaporă, iar umiditatea amestecului scade. Această scădere a umidităţii se reflectă negativ asupra proprietăţilor mecanice şi tehnologice ale amestecurilor de formare (rezistenţă la compresiune, la forfecare, plasticitate, fluiditate, grad de îndesare etc.).

Prezenţa apei în amestecurile de formare şi de miez este impusă şi de posibilitatea de a utiliza, la pregătirea acestora, lianţi care nu îşi pot manifesta proprietăţile de lipire a granulelor de nisip decît în prezenţa acesteia. Apa asigură repartizarea uniformă a liantului în masa amestecului şi pe granula de nisip sub forma unei pelicule foarte subţiri. Bineînţeles că nu trebuie avută în vedere numai latura pozitivă a adaosului de apă în amestecuri, nu trebuie neglijat faptul că ea poate fi şi sursa unor defecte de turnare. De aceea procentul de apă (umiditatea în final) din amestecul de formare a stat şi stă în atenţia celor care se ocupă cu probleme legate de turnarea pieselor în forme crude, în general, şi a pregătirii amestecurilor de formare, în special.

Fiecare reţetă după care se pregăteşte un amestec reclamă un anumit conţinut de apă, conţinut care depinde direct de materialele care intră în componenţa acestuia. Abaterile în plus sau în minus favorizează apariţia, la piesele turnate, a unor defecte, ca : incluziuni de amestec, sufluri, porozităţi, carii, cruste, părţi neumplute, dimensiuni necorespunzătoare ale pieselor etc. Amestecurile de formare obişnuite, destinate turnării în forme crude, au o umiditate pînă la 5%. Frecvent, în amestecurile de formare se introduce un procent ridicat de apă apropiat de limita maximă admisă (sau uneori chiar mai mare), pentru ca în modul acesta să se compenseze evaporarea apei cu toate neajunsurile pe care le creează şi care se datoresc în mare parte faptului că :

— amestecul recirculat este adus în atelierul de preparare cu temperatură mult prea ridicată față de temperatura ambiantă ;

— drumul pe care îl parcurge amestecul de formare de la atelierul de preparare la locul de utilizare este uneori mult prea lung, fapt care permite contactul îndelungat cu curentul de aer cald din turnătorie ;

— timpul de așteptare, de la pregătire și pînă la utilizare, este relativ mare.

În prezenta lucrare s-au studiat posibilitățile preparării unor amestecuri de formare cu stabilitate mare a umidității în timp, fără a reduce sau influența negativ proprietățile mecanice și tehnologice ale acestora. Mai concret spus, s-a urmărit găsirea unui stabilizator de umiditate care să nu influențeze negativ procesul de formare-turnare.

Studiul amestecurilor s-a efectuat atît în laboratorul catedrei de „Mașini și utilaje pentru prelucrare la cald " din Institutul politehnic — Brașov, cît și în uzinele „Tractorul" și „Steagul roșu" din Brașov.

În cadrul încercărilor au fost analizate proprietățile și comportarea unor amestecuri de formare și de miez a căror compoziție este dată în tabela 1.

Toate observațiile asupra amestecurilor utilizate în cadrul încercărilor au fost efectuate în următoarele condiții :

— o parte din amestecul de formare (sau de miez) după preparare a fost așezată pe o tavă, iar din rest s-au confecționat epruvete standard, ambele cantități fiind așezate într-un loc deschis în hala de producție a turnătoriei sau în laborator, adică în condițiile normale de lucru. Din jumătate în jumătate de oră s-au determinat pe epruvetele pregătite din amestecul expus în tavă sau pe epruvetele pregătite inițial : umiditatea u, rezistența la compresiune σ_c și forfecare σ_f conținutul de gaze și fluiditatea amestecului. Toate aceste proprietăți s-au urmărit timp de 3 pînă la 4 h, bineînțeles dacă amestecul expus pe tavă a permis executarea epruvetelor sau epruvetele pregătite au mai putut fi utilizate pentru încercările respective. Amestecurile de miez s-au executat cu nisip de Aghireș simplu spălat sau spălat de trei ori.

La prima serie de încercări și anume la aceea la care s-au utilizat amestecurile din tabela 1 fără adaos de motorină, se observă în majoritatea cazurilor o reducere a umidității în timp și o dată cu ea și a proprietăților mecanice și tehnologice. Variația proprietăților mecanice și tehnologice în timp, pentru unul din amestecurile expuse în tabela 1 (amestecul nr. 3 fără adaos de motorină) este dată în figura 1, *a*.

Se observă în acest caz că principalele proprietăți mecanice și tehnologice se reduc în mod substanțial pe măsură ce timpul de menținere a amestecului în atmosfera atelierului crește. În unele cazuri s-a ajuns ca după două

Tabela 1

Nr. crt.	Componentele amestecului, %	Numărul de ordine al amestecului																								
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25
1	Nisip nou	8	31,5	23	57,5	57,5	25,5	96,4	96,4	96,5	8	8	8	8	8	8	8	8	8	8	8	8	8	8	8	8
2	Amestec utilizat	89	59,5	68	34,5	34,5	68	—	—	—	88,5	88	87,5	87	88,5	88	87,5	87	90,5	90	89,5	89	90,5	90	89,5	89
3	Bentonită	3	8,5	8,5	6,9	6,9	6	0,25	—	—	3	3	3	3	3	3	3	3	1	1	1	1	1	1	1	1
4	Dextrină	—	0,5	0,5	0,43	0,43	0,5	1,4	1,4	2	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
5	Ulei de floarea soarelui	—	—	—	—	—	—	1,82	1,7	1,5	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
6	Făină de lemn uscată	—	—	—	0,67	—	—	—	—	—	0,5	1	1,5	2	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	Făină de lemn umezită	—	—	—	—	0,67	—	—	—	—	—	—	—	—	0,5	1	1,5	2	—	—	—	—	—	—	—	—
7	Leșie sulfitică praf	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	0,5	1	1,5	2	—	—	—	—
	Leșie sulfitică soluție în apă	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	0,5	1	1,5	2
8	Nitrat de amoniu	—	—	—	—	—	—	0,13	0,177	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
9	Grafit	—	—	—	—	—	—	—	0,013	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
10	FeO	—	—	—	—	—	—	—	0,31	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—

ore amestecul să nu mai poată fi utilizat la pregătirea epruvetelor. În cazul amestecului care a fost expus în atmosferă sub formă de epruvete, s-a observat o creştere a rezistenţei la compresiune; în acelaşi timp însă granulele de nisip de la suprafaţa acestora se desprindeau foarte uşor datorită pierderii proprietăţilor de legătură ale liantului, care se datoresc, în final, pierderii apei, respectiv reducerii umidităţii de la suprafaţă.

tatele nu au fost satisfăcătoare. Un fenomen care de fapt se poate observa din figurile 1, *b*, *c* şi *d* este acela că pe măsură ce creşte conţinutul de motorină, proprietăţile mecanice iniţiale ale amestecului se reduc (bineînţeles nu sub limitele admise), deşi în final după 3 h ele se menţin mult superioare proprietăţilor amestecurilor fără adaos de motorină. Variaţia proprietăţilor mecanice şi tehnologice, pentru cîteva amestecuri din tabela 1 avînd un con-

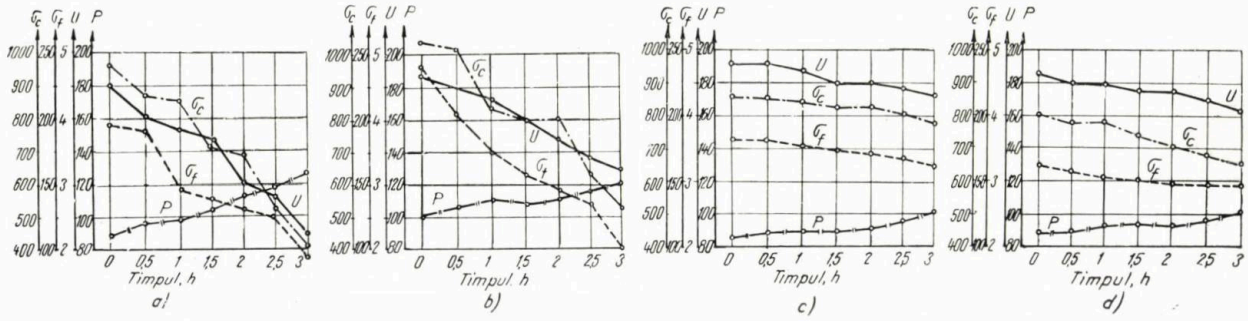


Fig. 1

În cazul amestecurilor de miez, aşa cum se va arăta în continuare, proprietăţile mecanice cresc în timp, fenomen de altfel explicabil datorită lianţilor pe care îi conţin (încercări efectuate pe epruvete pregătite iniţial); şi în acest caz stabilizarea umidităţii în timp face posibilă utilizarea amestecului în condiţii optime o perioadă mai îndelungată după pregătirea lui.

Pornind de la aceste deficienţe arătate mai sus, s-a cercetat influenţa unor adaosuri auxiliare, introduse în amestec cu scopul final de a obţine o stabilitate mai mare a umidităţii amestecurilor de formare şi de miez. Printre materialele utilizate în acest scop, cea care a dat rezultate satisfăcătoare în anumite condiţii şi asupra căreia se insistă a fost îndeosebi motorina.

Încercările pentru stabilirea influenţei acestui adaos s-au efectuat utilizînd amestecurile a căror compoziţie este dată în tabela 1, adăugînd în plus o cantitate redusă de motorină şi reducînd, în mod corespunzător, adaosul de amestec utilizat din compoziţia dată.

În acest caz, cînd în amestecul de formare s-a introdus motorină, printr-o serie de tatonări s-a ajuns la concluzia că un conţinut între 0,5 şi 1,5% motorină satisface condiţiile urmărite şi anume, acelea de a stabiliza umiditatea şi proprietăţile amestecului în timp. Variaţia proprietăţilor mecanice şi tehnologice, în funcţie de adaosul de motorină pentru unul din amestecurile de formare din tabela 1, este redată în figurile 1, *b*, *c* şi *d* (*a*—amestecul nr. 3 fără motorină; *b* — cu 0,5% motorină; *c* — 1,0% motorină; *d* — 1,5% motorină).

În cadrul încercărilor s-au utilizat şi amestecuri cu un adaos de 2% motorină însă rezultinut de 1% motorină (adaos considerat optim) sînt expuse în figura 2 (*a* — amestec nr. 1; *b* — amestec nr. 15; *c* — amestec nr.19; *d* — amestec nr. 23).

Analizînd aceste rezultate, se observă că atît umiditatea, cît şi proprietăţile mecanice şi tehnologice se menţin în limite foarte apropiate de valorile iniţiale, în perioada de timp pentru care s-au urmărit acestea.

Cînd se analizează aceste rezultate trebuie să se aibă în vedere şi compoziţia de bază a amestecului, care poate influenţa în mare măsură proprietăţile mecanice şi tehnologice ale acestuia.

Utilizarea, în practica formării, a amestecurilor cu conţinut de motorină, nu complică procesul tehnologic de formare. De asemenea, operaţia de pregătire a amestecului cu conţinut de motorină nu necesită măsuri speciale. La pregătirea amestecurilor, motorina trebuie introdusă după introducerea apei şi amestecarea componentelor timp de minimum 5 min. Introducerea motorinei înaintea apei duce la învelirea granulelor de nisip cu o peliculă de motorină, creînd în acest fel unele dificultăţi în ceea ce priveşte umezirea amestecului, fapt care ar duce la alterarea proprietăţilor de lipire a liantului şi la obţinerea unor amestecuri cu caracteristici mecanice scăzute.

Trebuie menţionat că acest fenomen se observă în special în cazul introducerii de motorină la pregătirea amestecului şi mai puţin atunci cînd este vorba de motorina recirculată o dată cu adaosul de amestec utilizat.

Pentru a evita unele neajunsuri care ar putea să apară la pregătirea şi utilizarea amestecurilor cu adaos de motorină, în cazul în care procen-

tul ar crește peste 1,5 sau 2%, se recomandă ca acesta să se raporteze numai la materialele noi din compoziția amestecului (nisip nou, liant etc.).

Cînd la formare se utilizează două amestecuri: de model și de umplutură, se recomandă introducerea unui adaos de motorină numai în amestecul de model. În amestecul de umplutură motorina este recirculată o dată cu resturile de amestec de model rezultate după dezbatere, ceea ce pentru amestecul de umplutură este suficient.

În acest mod s-ar reuși ca procentul de motorină să se mențină tot timpul în limite admisibile, fără a crea dificultăți la pregătirea amestecului sau în utilizarea lui la formare.

De remarcat că amestecurile 18—25 din tabela 1, care conțin leșie sulfitică, fără adaos de motorină, prezintă o pierdere de umiditate mai redusă (în timp), comparativ cu restul. Aceasta datorită faptului că leșia sulfitică este ea însăși higroscopică și contribuie la stabilizarea umidității și a proprietăților mecanice în timp.

Bineînțeles că higroscopicitatea amestecurilor cu adaos de leșie sulfitică poate avea și efecte negative atunci cînd umiditatea atmosferică este prea mare, iar durata de menținere a amestecului sau formei în atmosfera atelierului se prelungește nejustificat de mult.

Utilizarea adaosului de motorină, în cantități reduse, la pregătirea amestecurilor, nu duce la creșterea excesivă a volumului de gaze degajate de unitatea de volum de amestec, acestea nu au un miros supărător, amestecul nu se lipește de placa de model, de unelte sau de mînă.

Variația volumului de gaze degajate în timp pentru amestecuri cu diverse adaosuri de motorină este dată în figura 3 (curba *1* — amestec nr. 11 fără adaos de motorină; *2* — amestec nr. 11 cu 0,5% motorină; *3* — amestec nr. 11 cu 1% motorină; *4* — amestec nr. 11 cu 1,5% motorină; *5* — amestec nr. 2 fără motorină; *6* — amestec nr. 23 fără adaos de motorină).

De asemenea, prin introducerea motorinei, demularea (extragerea modelului) se face mult mai ușor decît la amestecurile obișnuite, lucru constatat atît la executarea epruvetelor, cît și la formare, cînd s-au utilizat astfel de amestecuri.

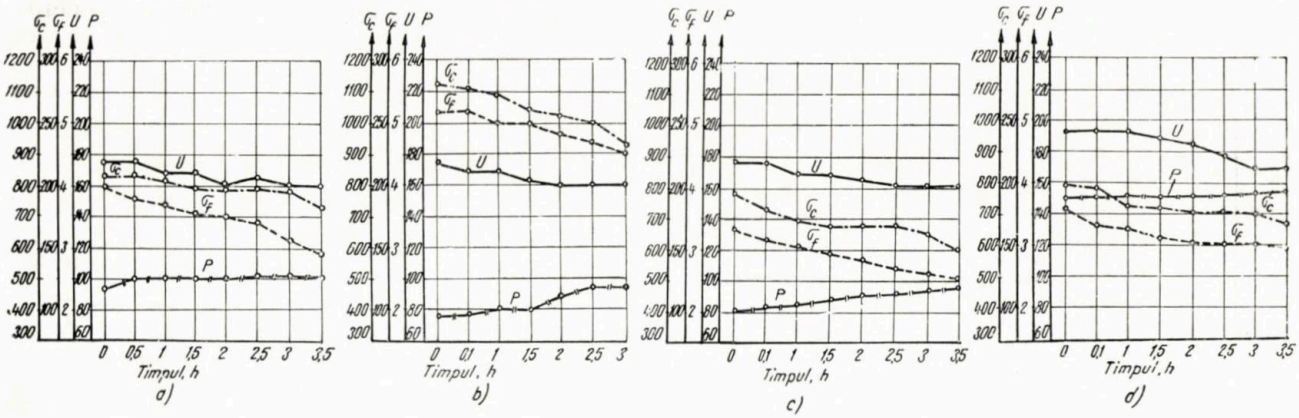


Fig. 2

Acest fenomen își are explicația în creșterea fluidității amestecului de formare o dată cu creșterea procentului de motorină adăugat. Creșterea fluidității în funcție de adaosul de motorină pentru o serie de amestecuri din tabela 1 este dată în figura 4 (cifra de pe fiecare curbă reprezintă numărul amestecului din tabela 1).

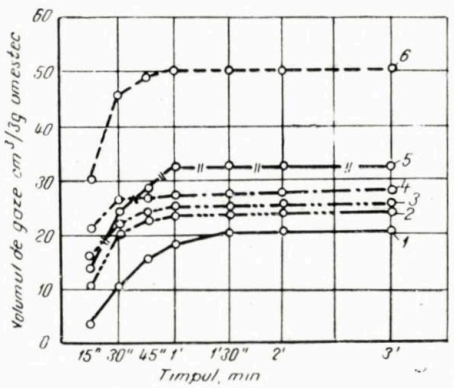


Fig. 3

Motorina poate fi utilizată ca adaos stabilizator de umiditate atît în amestecurile de formare unice și de model, cît și în amestecul de miez (dacă este cazul) obișnuit, dar se recomandă mai ales în amestecurile de formare care impun o umiditate redusă. Dată fiind influența acestui adaos asupra creșterii fluidității amestecului, motorina se recomandă, de asemenea, pentru amestecurile destinate executării formelor și miezurilor prin împușcare, avînd în același timp și rol de unguent, care face ca amestecul să alunece ușor pe pereții capului de împușcare.

Efectul motorinei ca stabilizator de umiditate în amestecul de formare își are explicația în fenomenul fizic de tensiune superficială, care la motorină este mult mai ridicată în comparație cu apa. Motorina formează o peliculă continuă la suprafața granulei de nisip învelită cu liant, sau a formei, în general, și care nu permite evaporarea apei de la suprafața acesteia și, în același timp, nu împiedică lipirea

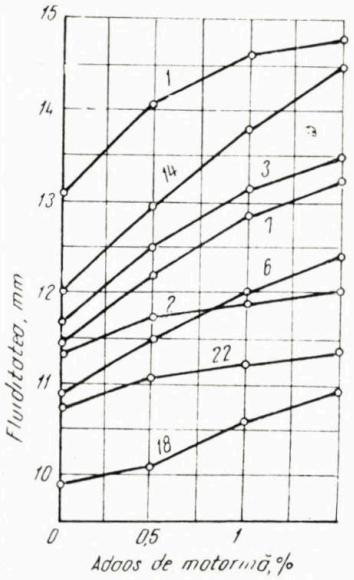


Fig. 4

granulelor între ele prin intermediul peliculei de liant, deci nu reduce proprietățile mecanice ale amestecului.

Un alt factor de care depind, în mare măsură, proprietățile mecanice și tehnologice ale amestecurilor în afara umidității, este calitatea nisipului nou utilizat la pregătire. În cazul utilizării unor nisipuri simplu spălate (așa cum se livrează în prezent din cariere), granulele sînt învelite la suprafață cu o peliculă subțire de argilă. Această peliculă are un efect negativ asupra legăturii dintre liant și suprafața granulei și, în final, asupra proprietăților mecanice și tehnologice ale amestecului. Aceasta dacă se are în vedere faptul că un amestec cu proprietăți mecanice inițiale ridicate, comparativ cu unul cu proprietăți reduse, în același interval de timp de rămînere în aer liber, își va modifica diferit aceste proprietăți, putîndu-se ajunge ca în primul caz, cu toată reducerea, proprietățile mecanice să se mențină totuși în limite mai ridicate, comparativ cu al doilea, și deci să satisfacă condițiile impuse de procesul tehnologic.

Încercările de a îndepărta această peliculă de argilă utilizînd diverse soluții acide au dat rezultate satisfăcătoare, însă, ținînd cont de greutatea aplicării lor în practică, s-a încercat spălarea repetată în apă curată, în acest ultim caz obținîndu-se rezultate bune în ceea ce privește ridicarea proprietăților mecanice. Pentru exemplificare, în figura 5 sînt date comparativ proprietățile mecanice și tehnologice ale unor amestecuri pregătite alternativ cu nisip simplu spălat (fig. 5, *a*) și cu nisip spălat de 3 ori (fig. 5,*b*) la care prin spălare s-a îndepărtat în mare măsură pelicula de argilă de pe suprafața granulei.

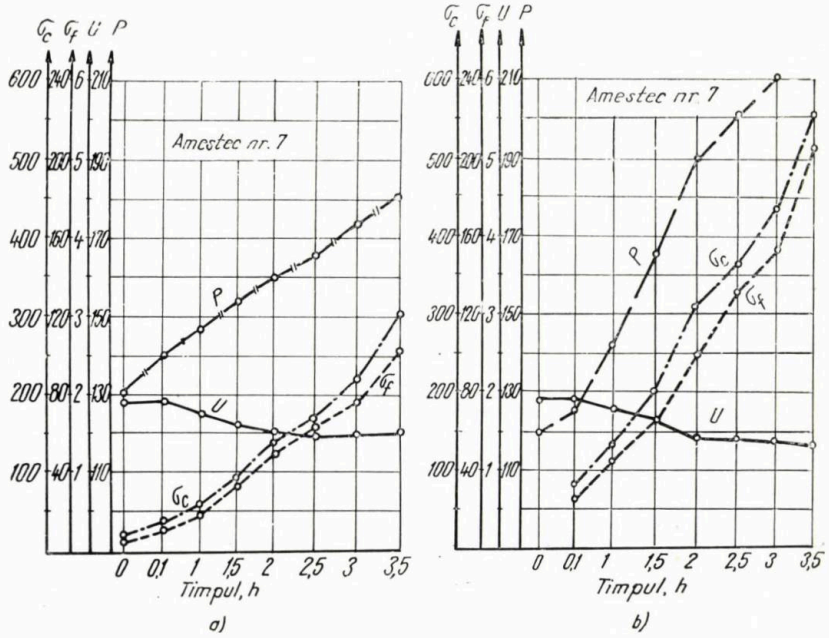


Fig. 5

Creșterea proprietăților mecanice ale amestecului pregătit cu nisip triplu spălat se datorește, în primul rînd, faptului că liantul aderă mai bine pe granulele de nisip de pe care s-a îndepărtat pelicula de argilă și omogenizării compoziției granulometrice. Dacă se analizează la microscop nisipul de Aghireș simplu spălat și dublu sau triplu spălat, se va observa, pe lîngă eliminarea unor granule mici, și o schimbare în ceea ce privește transparența granulei și chiar a formei, colțurile devenind mai ascuțite.

Tot cu această ocazie, s-a stabilit că și nitratul de amoniu are efect de stabilizator al umidității și aceasta la un adaos foarte redus de 0,10—0,2, după caz, chiar și atunci cînd umiditatea inițială este redusă, cazul frecvent al amestecurilor de miez.

O parte din amestecuri au fost încercate practic la turnarea în forme crude a unor piese din fontă cenușie și fontă nodulară.

În timpul încercărilor practice, efectuate în cadrul turnătoriilor de fontă de la uzinele „Tractorul" și „Steagul roșu", nu s-a observat nici un fenomen negativ, deși spre deosebire de condițiile determinărilor din laborator, în aceste cazuri cantitățile de amestec pregătite au fost mult mai mari, iar piesele turnate făceau parte

din programul de producție. După dezbatere, piesele turnate au prezentat o suprafață curată, lipsită de defecte și asperități accentuate. Aceasta datorită atît fluidității ridicate a amestecului, care permite obținerea unor suprafețe ale formei cu porozități reduse, cît și a degajării de gaze reducătoare la suprafața de contact metal-formă, în timpul turnării. Mai mult, la dezbatere amestecul s-a desprins în mare parte de pe suprafața pieselor turnate, direct pe grătarul de dezbatere.

În încheiere se poate afirma că stabilizarea umidității în timp și, o dată cu ea, menținerea proprietăților mecanice și tehnologice ale amestecului timp îndelungat în limitele impuse de procesul tehnologic, poate fi realizată în practică și prin introducerea unui procent redus de motorină în amestec la pregătirea acestuia. Acest adaos, pe lîngă că are o influență pozitivă asupra proprietăților mecanice ale amestecului de formare, îi sporește și fluiditatea, efect care se reflectă în final pozitiv asupra calității suprafeței pieselor turnate.

Amestecurile cu adaos de motorină pot avea un procent redus de apă (sub procentul maxim admis 5%), fără a fi influențate negativ proprietățile mecanice și tehnologice ale acestora, deci este vorba de amestecuri care se pretează foarte bine la turnarea fontei nodulare în forme crude, cînd se reduce substanțial pericolul apariției suflurilor și la îndesarea formelor prin presare la presiuni ridicate, cînd volumul de gaze și vapori trebuie să fie redus, dată fiind permeabilitatea scăzută a acestor forme.

Utilizarea de stabilizatori ai umidității în amestecurile de formare trebuie înțeleasă și ca o posibilitate de reducere a umidității impusă de procesul de pregătire, transport, depozitare, formare și turnare, datorită stabilizării ei în timp. În practică pentru amestecurile cu bentonită, umiditatea optimă în cazul folosirii unor stabilizatori de umiditate se poate reduce pînă la 2%, fapt avantajos din punctul de vedere al calității pieselor turnate și al procedeelor de îndesare la presiuni specifice ridicate.

POSSIBILITÉS DE STABILISATION DE L'HUMIDITÉ DES SABLES DE MOULAGE EMPLOYÉS À LA COULÉE DANS LES MOULES À VERT

On analyse les possibilités de la préparation de certains sables de moulage très stables en ce qui concerne l'humidité, sans réduire ou influencer négativement leurs propriétés mécaniques et technologiques. Comme addition pour la stabilisation de l'humidité on a utilisé le gas-oil dans une proportion de 0,5—1,5%, tant dans les sables de moulage uniques que dans les sables à noyaux. On examine l'influence de la qualité du sable frais.

METHODS OF STABILIZING THE MOISTURE CONTENT OF MOULDING SANDS USED ÎN GREEN MOULD CASTING

The paper discusses various means of preparing moulding sands with high moisture stability in time, without reducing or impairing the sands mechanical and technological properties. Between 0,5 and 1,5% Diesel oil has been used as moisture stabilizer both in the single and pattern moulding sands, and in the core moulding sands. The paper investigates the effect of fresch sand quality.

REALIZĂRI TEHNICE

CZ 669.162.212 : 666.767

Uscarea la temperatură înaltă a căptușelii refractare a furnalului

N. PILLY

Uzina „Victoria" — Călan

Căptușeala furnalelor se poate usca folosind lemne, gaze, combustibil sau aer cald. Deoarece produsele rezultate din arderea metanului (CO_2 și H_2O) au un coeficient ridicat de transmisie a căldurii prin radiație, folosirea gazului metan la uscarea furnalului duce la stabilizarea temperaturii în zidărie în timp mai scurt decît în cazul cînd uscarea se face utilizînd aer cald. Din această cauză la furnalele din țara noastră a început să se utilizeze și gazul metan la uscarea furnalului.

La furnalul nr. 2 de la uzina „Victoria" — Călan, executat din cărămizi și blocuri silicoaluminoase, s-a prevăzut palierul de temperatură maximă a mediului de uscare la 750° C, la nivelul gurilor de aer, și 900° C, în orificiul de evacuare a fontei.

Graficul complex de uscare-încălzire cuprinde temperaturile prevăzute atît la uscarea căptușelii furnalului, cît și la uscarea și încălzirea cauperului nr. 3, cu căptușeală veche, și uscarea conductei inelare de aer cald (fig. 1 : *1* — gura de aer nr. 7 ; *1 a* — orificiul de evacuare a fontei ; *2* — conducte verticale ; *3* — conductă inelară de aer cald ; *4* — cupola cauperului nr. 3 ; *5* — cupola cauperului nr. 1 ; *6* — conducta de evacuare a gazelor din cauperul nr. 1). Graficul a fost întocmit pentru urmărirea și realizarea temperaturilor mediului utilizat la uscare și încălzire, controlul încălzirii urmărindu-se atît cu ajutorul termoelementelor încorporate în căptușeală, cît și prin măsurarea temperaturii exterioare a blindajului. Uscarea s-a efectuat cu un arzător montat în creuzet, compus din

două conducte de oţel concentrice, de formă octogonală, destinate gazului metan, respectiv aerului de ardere. Iniţial a fost prevăzută şi încălzirea căptuşelii vetrei şi a creuzetului inferior din exterior prin introducerea de abur în plăcile de răcire din aceste zone. Întîrzierea executării instalaţiei de abur nu a mai permis aplicarea acestui procedeu.

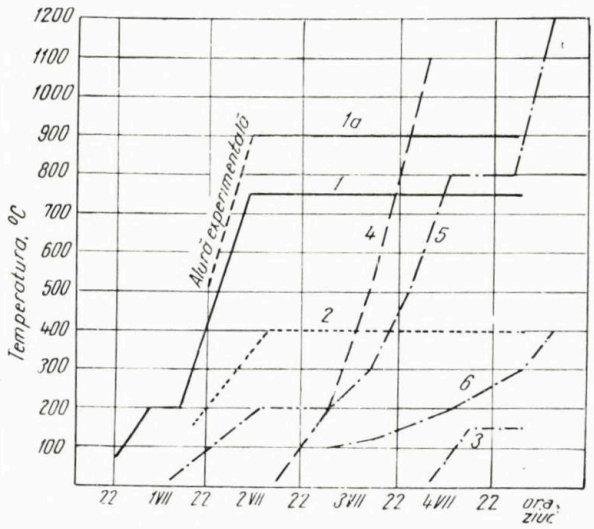


Fig. 1

Conducta pentru gaz metan, avînd forma de octogon, s-a înscris într-un cerc cu diametrul de 2 000 mm, iar cea pentru aerul de ardere, într-un cerc de 1 900 mm. Conducta pentru aer s-a sprijinit pe cea pentru gaz metan, iar aceasta din urmă — amplasată la o înălţime de 1 250 mm deasupra vetrei — pe trei stîlpi din profile uşoare de oţel. Diametrul conductei pentru gaz metan a fost de 3 in., iar cel al conductei de aer, de 4 in. Orificiile au fost practicate în partea inferioară a conductelor în număr de 232, cu diametrul de 4,5 mm pentru metan, şi 100 orificii, cu diametrul de 10 mm pentru aer.

Alimentarea arzătorului cu gaz metan s-a realizat prin răcitorul gurii de zgură de la instalaţia de insuflare a furnalului nr. 1, iar alimentarea cu aer, de la un ventilator. De asemenea, s-a mai introdus aer şi prin tiraj natural, prin spaţiul rămas liber la răcitorul gurii de zgură şi la gurile de aer nr. 3 şi nr. 8, prevăzute cu clape de reglare. Prin aceste guri de aer se prevede a se introduce o asemenea cantitate de aer suplimentar încît temperatura la gura furnalului să nu depăşească 400° C. Această temperatură fiind cu 100 — 150° C sub cea prevăzută şi realizată la uscările anterioare, nu s-a mai aplicat o răcire a aparatului de încărcare prin insuflarea de aer comprimat în spaţiul dintre conuri.

Temperatura gazelor de ardere a fost măsurată în creuzet şi în conductele verticale. În creuzet s-au introdus două termoelemente, primul în gura de aer nr. 7, cu vîrful la o distanţă de 500 mm de căptuşeală, al doilea în orificiul de evacuare a fontei, cu vîrful la 100 mm de capătul interior. Atît gura de aer nr. 7, cît şi orificiul de evacuare a fontei au fost închise cu masă refractară. Temperatura în cele două conducte verticale de la gura furnalului a fost măsurată cu termoelementele respective.

Temperatura căptuşelii cuvei s-a măsurat cu patru termoelemente în dreptul rîndului de pene nr. 9 la 8 100 mm deasupra planului axelor gurilor de aer. Pentru a sesiza mai repede variaţiile de temperatură, aceste termoelemente au fost introduse în mod special cu vîrful mai adînc şi anume la 250 mm de la suprafaţa interioară a căptuşelii.

Zidăria vetrei, cu o grosime de 3 306 mm, are la acest furnal baza liberă în vederea unei răciri cu aer în caz de necesitate. Temperatura vetrei s-a măsurat la bază. Durata de uscare-încălzire pe faze şi variaţia în timp a temperaturilor prescrise sînt date în tabela 1.

Tabela 1

Faza	Durata, h	Intervalul de temperatură, °C			Variaţia temperaturii, °C/h
Uscarea-încălzirea căptuşelii furnalului					
1	9	70	...	200	~14,5
2	8		200		Palier
3	18	200	...	750	30
4	69		750		Palier
Total	104 = 28 d — 8				
Uscarea-încălzirea cauperului nr. 1					
1	24	10	...	200	~ 8
2	17		200		Palier
3	10	200	...	300	10
4	10	300	...	500	20
5	10	500	...	800	30
6	17		800		Palier
7	10	800	...	1 200	40
Total	98 = 4 H_c				
Încălzirea căptuşelii cauperului nr. 3					
1	13	10	...	200	~15
2	10	200	...	500	30
3	15	500	...	1 100	40
Total	38 = 1,5 H_c				
Uscarea conductei inelare de aer cald					
1	10	10	...	150	14
2	14		150		Palier
Total	24				

Pentru durata de uscare-încălzire a căptuşelii furnalului s-a luat ca dimensiune determinantă diametrul creuzetului d, iar pentru caupere, înălţimea totală H_c, ambele exprimate în metri. Faţă de diagrama pentru furnalele la care se aplică o răcire a căptuşelii după uscare în scopul încărcării manuale a creuzetului, durata totală

de uscare a fost redusă cu 8 h deoarece a fost prevăzută încărcarea la cald a furnalului, fără a răci în mod special căptușeala în vederea încărcării.

Uscarea căptușelii furnalului a durat 126 h și 15 min.

În afara gurilor de aer nr. 3 și 8, toate gurile de aer au fost astupate cu masă refractară, la fel și orificiul de descărcare a fontei. Conul mare al aparatului de încărcare a fost în permanență închis, iar conul mic și gurile de vizitare ale aparatului de încărcare au fost deschise. Clapetele faclelor și clapetele sacului de praf și a ciclonului au fost, de asemenea, deschise.

Aprinderea gazului metan s-a făcut direct. Presiunea medie a gazului metan a fost de 1,54 ats, iar debitul maxim, 65 m³/h. De la început au fost supuse răcirii cu apă gurile de aer și răcitoarele acestora, cît și răcitorul de cupru și răcitorul intermediar al orificiului de evacuare a zgurei. După 64 h de la începerea uscării, temperatura căptușelii cuvei a atins 600° C fapt pentru care s-a introdus apă în penele de răcire la un debit minim. De asemenea, s-a început răcirea etalajului cu ajutorul elementelor de răcire. În elementele de răcire ale creuzetului și ale vetrei nu a circulat apă de răcire în timpul uscării-încălzirii.

Ventilatorul de aer a fost pus în funcțiune după 30 h de la începerea uscării, aerul de ardere necesar a fost absorbit pînă atunci prin spațiul rămas liber la orificiul de evacuare a zgurei, iar cele două guri de aer, prevăzute cu clapetă.

Regimul de temperaturi realizat la uscarea și încălzirea căptușelii furnalului conductei inelare (*a*) și a cauperului nr. 1 (*b*) este reprezentat în figura 2.

După trei zile, temperatura la nivelul gurilor de aer a fost redusă de la 750 la 650° C, iar la orificiul pentru fontă, de la 850 — 900° C, la 700° C apoi la 640° C. Această scădere a temperaturii s-a admis la cererea de a reduce consumul de gaz metan, cît și a posibilității — ivite datorită întîrzierii cu circa o zi a lucrărilor de la macaraua de încălzire — de a prelungi durata de uscare.

După patru zile s-a urmărit temperatura în creuzet numai cu termoelementul din orificiul de evacuare a fontei. Temperatura exterioară a blindajului, măsurată în ultimele două zile ale uscării-încălzirii, cît și după punerea în funcțiune, este reprezentată în figura 3. Cifrele indică mediile pe circumferință ale temperaturilor. La compararea temperaturilor periferice din timpul uscării cu cele din timpul funcționării furnalului trebuie avut în vedere că în primul caz nu a circulat apă în plăcile de răcire ale vetrei și creuzetului.

Temperatura la baza vetrei a crescut sensibil abia un timp după punerea în funcțiune a furnalului și a ajuns la 80° C în a 40-a zi de funcționare, după care a devenit stabilă. Temperatura în zidăria cuvei, după punerea în funcțiune a furnalului, s-a situat la 620° C. Temperatura medie pe luna iulie a fost de 662° C, iar pe luna august, de 696° C.

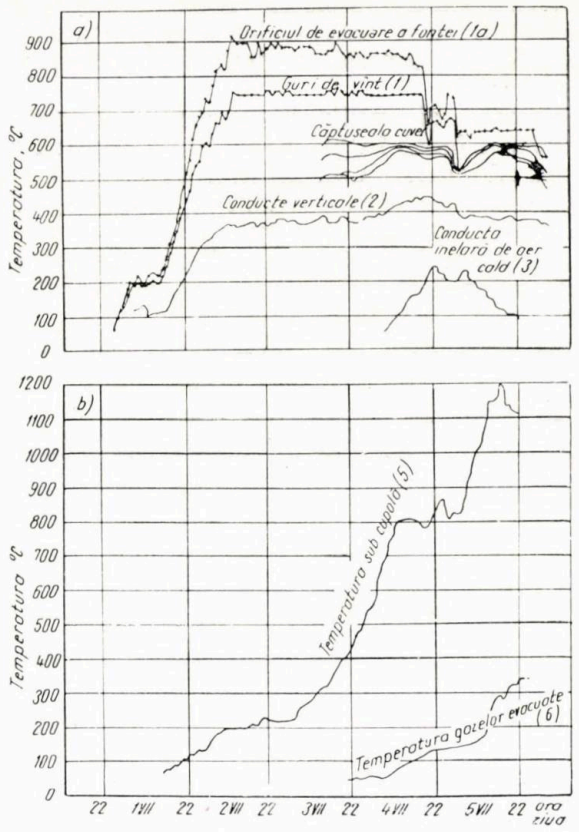


Fig. 2

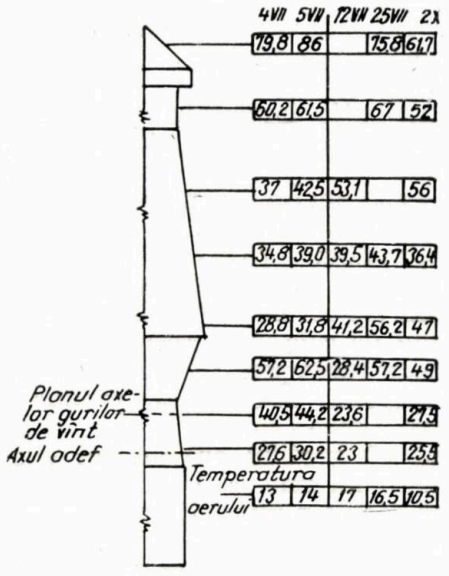


Fig. 3

Uscarea căptușelii conductei inelare și a racordurilor s-a efectuat prin arderea de gaz metan în racorduri și nu cu aer cald livrat de cauperul nr. 3 cum s-a preconizat. Măsurarea

temperaturii s-a realizat cu termoelementele cu care se măsoară obișnuit temperatura aerului cald insuflat în furnal (fig. 2, *a*). Gazele de ardere au fost evacuate la supapa de siguranță. Condensatul de pe piesele răcite ale șuberelor de aer cald ale cauperelor a fost evacuat la ventilele de control respective, blocate în poziția deschis.

Uscarea și încălzirea căptușelii cauperului nr. 1 s-a făcut în primele 27 h cu lemne, apoi cu gaz de furnal. Cantitatea de gaz consumată a fost de maximum 5 000 Nm^3/h, fiind în general insuficientă, fapt pentru care, așa cum se observă din figura 2,*b*, s-a realizat o temperatură mai scăzută a gazelor arse evacuate decît s-a prevăzut. Întîrzierea unor lucrări a avut ca urmare și întîrzierea punerii în funcțiune a furnalului, fapt pentru care și încălzirea cauperului a fost prelungită corespunzător.

Uscarea căptușelii furnalului cu temperaturi ridicate ale mediului de încălzire a asigurat o înaltă calitate a operației într-un timp mai scurt, iar cuplată cu încărcarea la cald a încărcăturilor de punere în funcțiune a permis pornirea mai repede a furnalului.

LE SÉCHAGE À HAUTE TEMPÉRATURE DU REVÊTEMENT RÉFRACTAIRE DU HAUT FOURNEAU

On décrit le séchage d'un haut fourneau dont le creuset a un diamètre de 4 m, en employant le méthane.

HIGH TEMPERATURE DRYING OF BLAST-FOURNACE REFRACTORY LININGS

The paper describes the drying of a 4 m diameter blast-furnace crucible using methane gas.

BIBLIOGRAFIE

[1] Send A., Engel K. *Eigenschaften, Bauweise und Haltbarkeit der feuerfesten Zustellung von Hochöfen.* Stahl und Eisen, 1966, p. 455.

[2] Pilly N. *Punerea corectă în funcțiune a furnalelor.* Vol. I, I.D.T., 1967.

CZ 669.14.018.294 : 621.771.262.22

Laminarea profilelor de formă specială folosite în construcția de căi ferate

Ing. A. IEREMIA și ing. C. URSULESCU

Combinatul siderurgic – Reșița

În construcția căilor ferate și anume a aparatelor de cale, se folosesc o serie de profile cu forme ale secțiunii destul de complicate. Aceste profile, pe lîngă faptul că prezintă o secțiune dificil de realizat, mai sînt și asimetrice, ceea ce mărește gradul de dificultate la laminarea lor.

O contribuție importantă privind dificultatea de realizare o are și materialul din care se execută aceste profile, care în majoritatea cazurilor este un oțel cu un conținut de 0,54 — 0,65 % C; 0,65 — 0,90 % Mn, iar rezistența la rupere σ_r minimum 70 kgf/mm^2.

Din această categorie face parte și profilul contrașină tip 40. Locul profilului, în ansamblul aparatului de cale, este redat în figura 1. S-a arătat acest lucru pentru a se scoate în evidență rolul important pe care-l are produsul respectiv în exploatarea sa.

Faptul că profilul are un rol deosebit în funcționare impune ca acesta să fie cît mai corespunzător din punct de vedere dimensional și calitativ.

Forma și dimensiunile profilului, după STAS 3309—63, sînt reprezentate în figura 2; profilul se realizează prin laminare. La obținerea produsului respectiv s-au întîmpinat următoarele greutăți:

— datorită formei asimetrice, cu o parte a tălpii mai lungă și relativ subțire, această parte a profilului nu se obținea la cote apropiate de cele nominale, ci la cote situate spre cele inferioare sau chiar de multe ori sub cele minime admise de STAS;

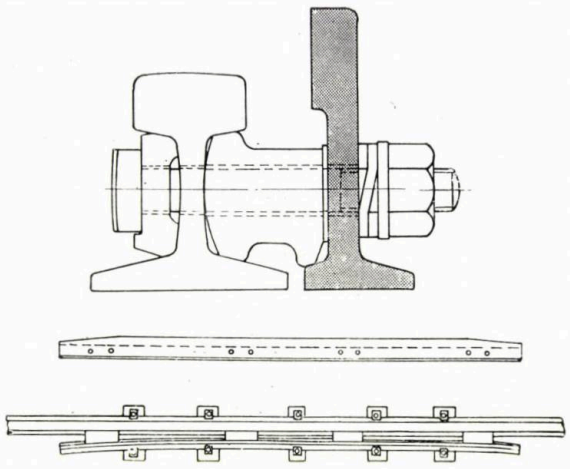


Fig. 1

— uzura pronunțată a calibrelor cu efect negativ asupra calității produselor;

— productivitatea redusă, datorită faptului că profilul prezenta o mare instabilitate la laminare, ceea ce făcea ca la cele mai mici de-

reglări ale cilindrilor de lucru să nu se mai obțină dimensiunile prescrise.

Forma și dimensiunile principale ale calibrelor cu care s-a făcut laminarea sînt redate în figura 3.

Elementele calibrării sînt redate în tabela 1, unde :

B	reprezintă	lățimea calibrului ;
ΔB	—	lățirea inimii profilului ;
η_i	—	coeficientul de reducere a grosimii inimii $\eta_i = \frac{d'}{d}$;
A_i	—	suprafața secțiunii inimii ;
λ_i	—	coeficientul de alungire a inimii $\lambda_i = \frac{A'i}{A_i}$;
H	—	înălțimea totală a capului sau a tălpii ;
η_H	—	coeficientul de reducere a înălțimii tălpii ;
A_d și A_i	—	suprafața secțiunii semitălpilor și semicapului deschise și închise ;
η_H	—	coeficientul de reducere a înălțimii capului ;
λ_d și λ_i	—	coeficienții de alungire a semitălpii și semicapului în părțile deschise, respectiv închise ale calibrului ;
A	—	suprafața secțiunii întregului profil ;
λ	—	coeficientul total de alungire.

Sistemul de calibrare prezintă o serie de deficiențe, dintre care se amintesc cele mai importante : — forma calibrelor nu a fost aleasă în modul cel mai judicios ; stabilirea necorespunzătoare a deschiderilor calibrelor ; aplicarea coeficienților de reducere la diferitele părți ale profilului, în mod necorespunzător.

Datorită acestor neajunsuri, calibrele nu au fost umplute în mod corespunzător cu material, lucru ce s-a făcut simțit pînă la ultimul calibru (finisor) cu influență negativă asupra calității produsului.

Făcîndu-se amprente după materialul trecut printre cilindri, s-a determinat forma pe care acesta o avea la trecerea prin fiecare calibru.

Aceste amprente sînt date în figura 4. Este demn de menționat că la calibrarea acestui profil s-a aplicat regula cunoscută și anume, aceea a alternanței deschiderilor calibrelor, care se indică în cazul profilelor cu flanșe.

Această regulă nu este însă întotdeauna potrivită, lucru ce va rezulta și în cazul de față din cele ce urmează.

Avînd în vedere neajunsurile arătate, s-a căutat ca printr-un calibraj mai rațional și printr-o alegere mai judicioasă a formei calibrelor să se poată obține un profil la nivelul cerințelor care i se impun. Acest lucru s-a reușit cu ajutorul calibrajului redat în figura 5.

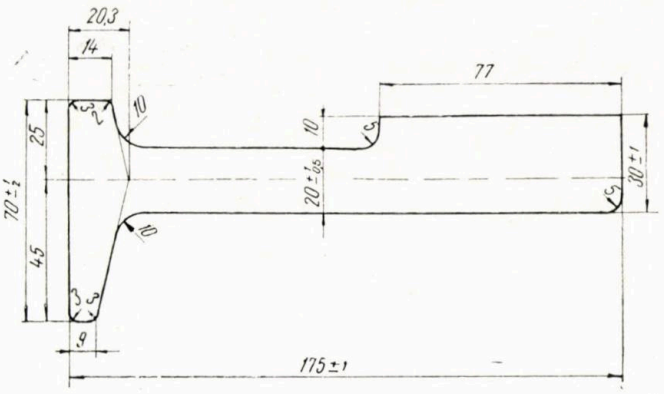


Fig. 2

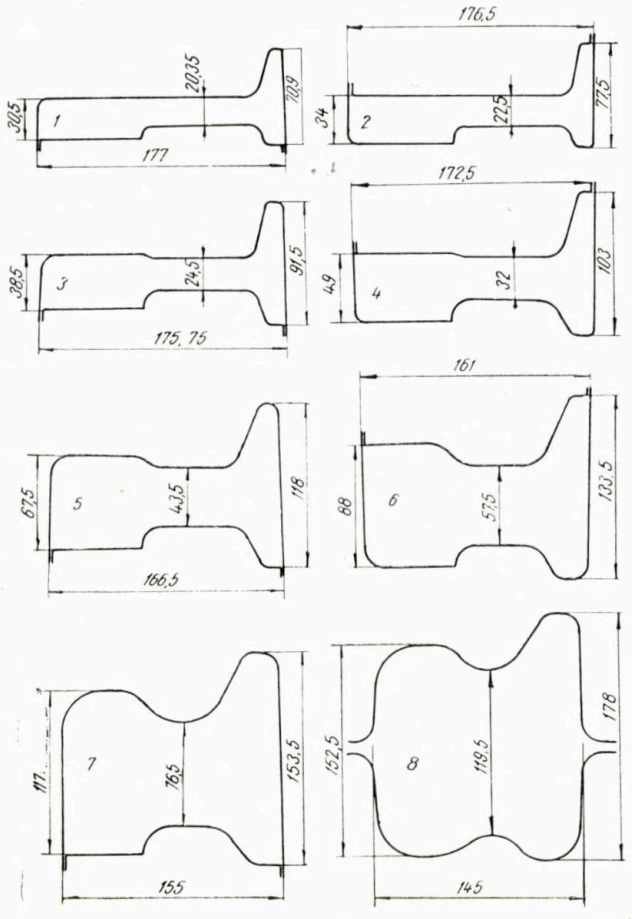


Fig. 3

Avantajele pe care le prezintă noul calibraj sînt următoarele : profilul prezintă stabilitate în timpul laminării și constanță în dimensiuni ; s-a redus numărul trecerilor profilate, de la

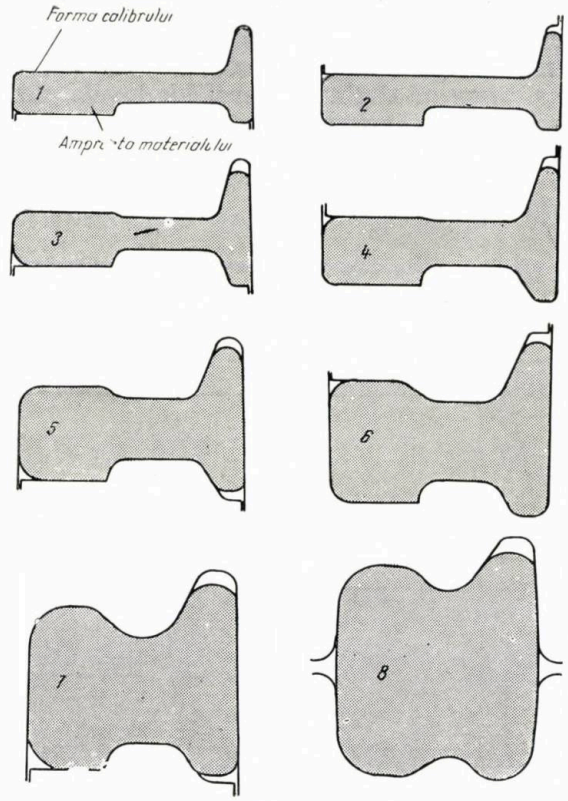


Fig. 4

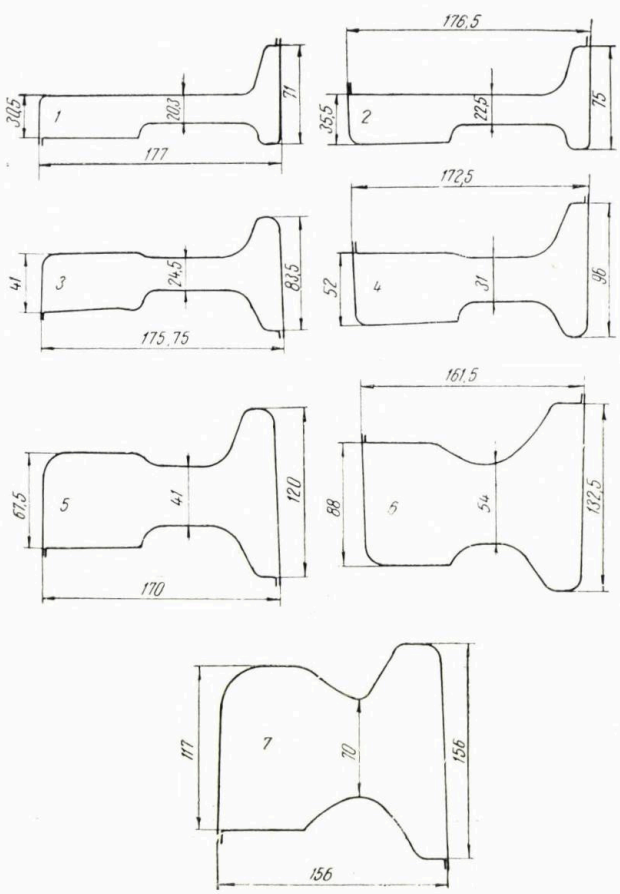


Fig. 5

opt la şapte ; productivitatea este mai ridicată ; uzura cilindrilor este mai mică.

Deosebirea esenţială a noului calibraj faţă de cel precedent constă în aceea că la calibrele nr. 1 şi 2 nu este aplicată regula alternanţei deschiderilor la talpa profilului, ci sînt deschise ambele calibre în aceeaşi parte. Prin aceasta semitalpa lungă a profilului este prelucrată la ultimele treceri în partea deschisă a calibrului, asigurînd o umplere corectă a acestei părţi a profilului.

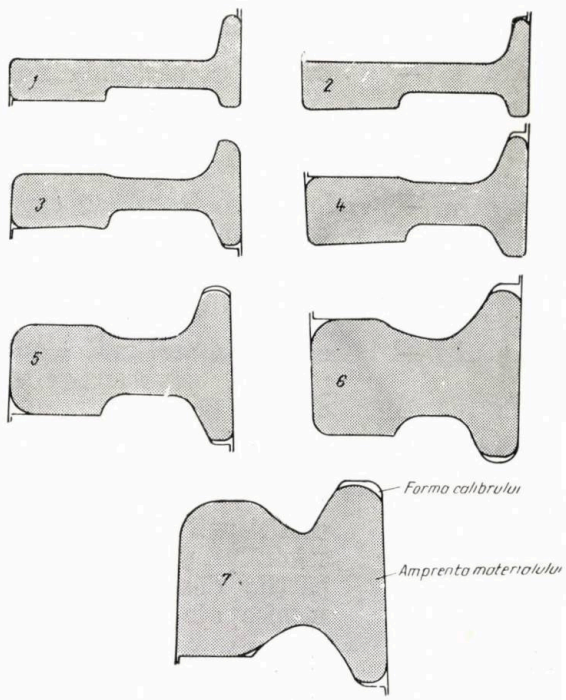


Fig. 6

De asemenea, printr-o repartizare mai judicioasă a coeficienţilor de reducere şi, respectiv, alungire pe diferitele părţi ale profilului, s-a reuşit să se obţină un profil corespunzător.

În figura 6 sînt redate amprentele obţinute cu noul calibraj. După cum se vede, problema dificilă, legată de talpa profilului, a fost înlăturată.

Elementele principale ale calibrării sînt redate în tabela 2.

Deşi campania de exploatare a garniturilor de cilindri este la început, cantitatea de oţel laminată pe un calibru la o laminare a crescut cu 100%.

În concluzie, se poate spune că prin alegerea unor forme judicioase de calibre şi prin stabilirea corectă a dimensiunilor acestora, a fost posibil ca la profilul contraşină tip 40 pentru inimi duble să se obţină un profil bun din punct de vedere dimensional şi calitativ.

De asemenea, s-a redus numărul trecerilor profilate cu unu, iar laminarea se face în condiţii îmbunătăţite din punct de vedere al productivităţii.

Tabela 1

	INIMA					TALPA				CAPUL				TOTAL PROFIL	
	B_i, mm	ΔB_i, mm	η_i	A_i, mm²	λ_i	H_t, mm	η_t	$\frac{Ad}{Ai}$ mm²	$\frac{\lambda d}{\lambda i}$	H_H, mm	η_H	$\frac{Ad}{Ai}$, mm²	$\frac{\lambda_d}{\lambda_i}$	A_t, mm²	λ
1	177,2	1,2	$\frac{22,5}{20,35} = 1,11$	3640	$\frac{3950}{3640} = 1,08$	70,9	$\frac{77,5}{70,9} = 1,09$	258 494	$\frac{270}{258} = 1,05$ $\frac{540}{494} = 1,09$	30,5	$\frac{34}{30,5} = 1,11$	780 —	$\frac{890}{780} = 11,4$ —	5 172	1,095
2	176	1,2	$\frac{24,5}{22,5} = 1,09$	3950	$\frac{4270}{3950} = 1,08$	77,5	$\frac{91,5}{77,5} = 1,18$	540 270	$\frac{672}{540} = 1,25$ $\frac{450}{270} = 1,67$	34	$\frac{38,5}{34} = 1,13$	— 890	— $\frac{910}{890} = 1,02$	5 650	1,14
3	174,8	4,3	$\frac{32}{24,5} = 1,31$	4270	$\frac{5\,450}{4\,270} = 1,28$	91,5	$\frac{103}{91,5} = 1,12$	450 672	$\frac{520}{450} = 1,16$ $\frac{765}{672} = 1,13$	38,5	$\frac{49}{38,5} = 1,28$	910 90	$\frac{1\,020}{910} = 1,10$ $\frac{250}{90} = 2,78$	6 392	1,25
4	170,5	6	$\frac{43,5}{32} = 1,36$	5450	$\frac{7\,150}{5\,450} = 1,31$	103	$\frac{118}{103} = 1,14$	765 520	$\frac{1\,120}{765} = 1,47$ $\frac{640}{520} = 1,23$	49	$\frac{67,5}{49} = 1,38$	250 1 020	$\frac{570}{250} = 2,28$ $\frac{1\,110}{1\,020} = 1,09$	8 005	1,32
5	164,5	6	$\frac{57,5}{43,5} = 1,32$	7150	$\frac{9\,200}{7\,150} = 1,29$	118	$\frac{133,5}{118} = 1,13$	640 1 120	$\frac{780}{640} = 1,22$ $\frac{1\,290}{1\,120} = 1,16$	67,5	$\frac{88}{67,5} = 1,30$	1 110 570	$\frac{1\,150}{1\,110} = 1,04$ $\frac{830}{570} = 1,46$	10 590	1,25
6	158,5	5	$\frac{76,5}{57,5} = 1,33$	9200	$\frac{11\,700}{9\,200} = 1,27$	133,5	$\frac{153,5}{133,5} = 1,15$	1 290 780	$\frac{1\,800}{1\,290} = 1,40$ $\frac{920}{780} = 1,18$	88	$\frac{117}{88} = 1,33$	830 1 150	$\frac{1\,280}{830} = 1,54$ $\frac{1\,150}{1\,150} = 1,00$	13 250	1,28
7	153,5	5,5	$\frac{109}{76,5} = 1,42$	11700	$\frac{17\,700}{11\,700} = 1,52$	153,5	$\frac{178}{153,5} = 1,17$	920 1 800	$\frac{520}{920} = 0,57$ $\frac{1\,520}{1\,800} = 0,84$	117	$\frac{152,5}{117} = 1,30$	1 150 1 280	$\frac{720}{1\,150} = 0,62$ $\frac{930}{1\,280} = 0,73$	16 850	1,27
8	148			17700		178		1 520 520		152,5		930 720		21 390	

Tabela 2

Nr. cr t.	INIMA					TALPA				CAPUL				TOTAL PROFIL	
	B, mm	ΔB, mm	η_i	Ai, mm²	λ_i	H, mm	η_t	$\frac{Ad}{Ai}$, mm²	$\frac{\lambda d}{\lambda i}$	H, mm	ηH	$\frac{Ad}{Ai}$, mm²	$\frac{\lambda d}{\lambda i}$	A, mm²	λ
1	177	1,5	$\frac{22,5}{20,3}=1,11$	3 600	$\frac{3\,960}{3\,600}=1,10$	71	$\frac{75}{71}=1,06$	495 245	$\frac{545}{495}=1,10$ $\frac{310}{245}=1,26$	30,5	$\frac{35,5}{30,5}=1,16$	780 —	$\frac{900}{780}=1,15$ —	5 120	1,12
2	175,5	1	$\frac{24,5}{22,5}=1,08$	3 960	$\frac{4\,430}{3\,960}=1,12$	75	$\frac{83,5}{75}=1,12$	545 310	$\frac{615}{545}=1,13$ $\frac{500}{310}=1,62$	35,5	$\frac{41}{35,5}=1,15$	— 900	— $\frac{1\,060}{900}=1,18$	5 715	1,16
3	174,5	4	$\frac{31}{24,5}=1,26$	4 430	$\frac{5\,300}{4\,430}=1,20$	83,5	$\frac{96}{83,5}=1,15$	500 615	$\frac{650}{500}=1,30$ $\frac{950}{615}=1,54$	41	$\frac{52}{41}=1,27$	1 060 82	$\frac{1\,230}{1\,060}=1,16$	6 687	1,26
4	170,5	5,5	$\frac{41}{31}=1,32$	5 300	$\frac{6\,750}{5\,300}=1,28$	96	$\frac{120}{96}=1,25$	950 650	$\frac{1\,300}{950}=1,36$ $\frac{890}{650}=1,37$	52	$\frac{67,5}{52}=1,30$	341 1 230	$\frac{600}{341}=1,76$ $\frac{1\,240}{1\,230}=1,01$	8 471	1,27
5	165	6,5	$\frac{54}{41}=1,32$	6 750	$\frac{8\,460}{6\,750}=1,25$	120	$\frac{132,5}{120}=1,10$	890 1 300	$\frac{1\,200}{890}=1,35$ $\frac{1\,670}{1\,300}=1,29$	67,5	$\frac{88}{67,5}=1,30$	1 240 600	$\frac{1\,300}{1\,240}=1,05$ $\frac{1\,050}{600}=1,75$	10 780	1,27
6	158,8	5,5	$\frac{70}{54}=1,29$	8 460	$\frac{10\,700}{8\,460}=1,27$	132,5	$\frac{156}{132,5}=1,18$	1 670 1 200	$\frac{1\,800}{1\,670}=1,08$ $\frac{1\,767}{1\,200}=1,46$	88	$\frac{117}{88}=1,33$	1 050 1 300	$\frac{1\,600}{1\,050}=1,54$ $\frac{1\,470}{1\,300}=1,13$	13 680	1,28
7	153			10 700		156		1 767 1 800		117		1 470 1 600		17 337	

LE LAMINAGE DES PROFILES DE FORME SPÉCIALE, UTILISÉS DANS LA CONSTRUCTION DES CHEMINS DE FER

Les auteurs présentent les réalisations du Combinat sidérurgique de Reşiţa en ce qui concerne le calibrage et le laminage du profil contre-rail type 40, utilisé dans la construction des chemins de fer et d'une exécution difficile à cause de sa forme asymétrique.

Avec le nouveau calibrage on obtient, lors d'une productivité accrue du laminoir, un bon profil du point de vue des dimensions et de la qualité.

ON THE ROLLING OF SPECIAL-SHOPE SECTIONS USED IN RAILWAY STRUCTURES

The authors discuss the experience and achievements of the Steel Works-Reşiţa in the pass-design and rolling of guard-rail sections type 40 used in railway structures, which are difficult to produce on account of their asymmetric shape.

The recently developed pass-design enables the production of an improved section both dimensionally and qualitatively, with an increased output rate of the mill.

CZ 621.771.261

Laminarea oţelului beton tip PC cu profil îmbunătăţit

Ing. P. MORARU, ing. C. DIJMĂRESCU şi ing. V. MALSCHI
Uzina „Laminorul" — Brăila

Oţelul beton cu profil periodic, de tip PC 52 şi PC 60, în prezent se laminează în condiţiile de formă prevăzute în STAS 438—61.

Profilul standardizat, după cum reiese din figura 1, este format dintr-o bară de secţiune rotundă cu diametrul d_i, două nervuri longitudinale cu grosimea t şi înălţimea h şi o serie de nervuri transversale elicoidale de grosime t_1 şi înălţimea $h_1 = h$, dispuse la distanţa l pe lungimea barei şi înclinate la un unghi $\alpha = 60°$ faţă de axa barei.

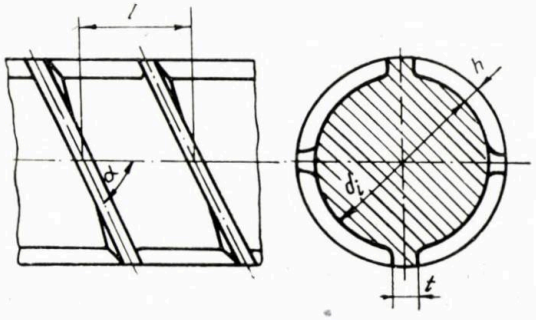


Fig. 1

Nervurile elicoidale, după cum se vede din figura 1, au forma unei elice cu secţiune trapezoidală constantă coaxială cu bara.

Datorită formei actuale a nervurii elicoidale, profilele de oţel beton STAS 438—61 prezintă următcarele dezavantaje : la intersecţia dintre nervurile elicoidale şi cele longitudinale se produc concentrări de eforturi care duc la micşorarea rezistenţei la oboseală ; laminarea acestui profil se face cu un consum de cilindri finisori aproape de trei ori mai mare decît la profilele rotunde netede.

În vederea îmbunătăţirii calităţii oţelului beton cu profil periodic PC, şi a micşorării consumului de cilindri finisori, uzina „Laminorul" — Brăila, împreună cu I.N.C.E.R.C. — Bucureşti, a propus adoptarea unui profil PC îmbunătăţit, care se obţine prin modificarea formei actuale a nervurilor elicoidale, după cum reiese din figura 2.

Elementele geometrice ale profilului îmbunătăţit rămîn aceleaşi ca la profilul standardizat, cu excepţia nervurilor elicoidale, care nu mai intersectează pe cele longitudinale.

Prin noua formă, nervurile elicoidale îşi micşorează treptat secţiunea, care ajunge nulă la extremităţi.

Avantajele profilului îmbunătăţit, faţă de cel standardizat în prezent, sînt următoarele :

— calibrajul pentru obţinerea profilului îmbunătăţit nu se modifică faţă de cel pentru oţel beton PC standardizat, ci numai ovalul prefinisor se micşorează, imperceptibil. Micşorarea ovalului prefinisor se va realiza prin reducerea saltului ;

— frezarea canelurilor elicoidale se execută fără şocuri, deoarece scula aşchietoare se angajează tangent la suprafaţa calibrului, în timp ce la frezarea canelurilor calibrului pentru profilul standardizat în prezent, scula aşchietoare suferă şocuri la atingerea marginii calibrului ;

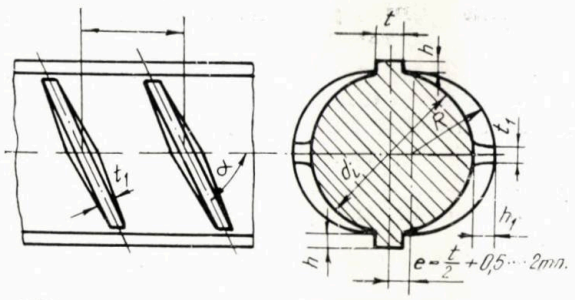


Fig. 2

— canelurile din calibrele cilindrilor de laminare finisori îşi reduc înălţimea la zero, la intersecţia cu cercul de diametru d_i. Aceasta reduce substanţial stratul de metal (fontă) care se

îndepărtează de pe cilindru, atunci cînd se execută operația de recalibrare a cilindrului cu calibre uzate, după cum se vede în figurile 3 și 4;

— greutatea pe metru liniar se reduce cu 2,21 — 3,08%, față de profilul standardizat, după cum rezultă din calcul (tabela 1).

În cazul din figura 3, grosimea stratului îndepărtat de pe cilindrul cu calibraj, pentru profilul standardizat, se deduce din formula:

$$(g_1 + s)^2 = h_1 (d_i + h_1)$$

de unde:

$$g_1 = \sqrt{h_1 (d_i + h_1)} - s \qquad (1)$$

Tabela 1

Diametrul de calcul, mm	d_i, mm	$h - h_1$, mm	t, mm	t_1, mm	l, mm	R, mm	e, mm	V_1,* cm³	V_2,** cm³	$\frac{V_1 - V_2}{V_1} = 100,\%$
8	7,5	0,75	1,25	0,75	5	3,60	0,90	49,19	47,97	2,47
12	11	1,25	2,00	1,00	7	5,25	1,30	107,37	104,41	2,75
14	13	1,25	2,00	1,00	7	6,20	1,55	156,18	152,33	2,46
16	15	1,50	2,00	1,00	8	7,25	1,75	193,46	188,78	2,42
18	17	1,50	2,00	1,50	8	8,25	1,75	250,75	243,03	3,08
20	19	1,50	2,00	1,50	8	9,35	1,65	308,26	299,92	2,70
22	21	1,50	2,00	1,50	8	10,15	1,85	373,80	363,30	2,81
25	24	1,50	2,00	1,50	8	11,65	1,85	482,88	472,18	2,12
28	26,5	2,00	2,50	1,50	9	12,85	2,40	592,70	578,00	2,48
32	30,5	2,00	3,00	2,00	10	14,90	2,35	786,00	766,92	2,42

* V_1 — volumul unui metru liniar de profil standardizat.
** V_2 — volumul unui metru liniar de profil îmbunătățit.

Din avantajele arătate reiese că, prin adoptarea profilului îmbunătățit, se obțin economii de metal în construcții și se reduce consumul specific de cilindri finisori și de scule. Calculul eficienței economice obținute în urma înlocuirii profilului standardizat în prezent, prin profilul îmbunătățit, este redat mai jos:

Economia de metal în construcții. Prin înlocuirea în viitor a profilului standardizat cu cel îmbunătățit, a cărui greutate pe metru liniar este redusă în medie cu 2,5%, la o producție de 20 000 t oțel beton PC prevăzut a se lamina în 1967 la uzina „Laminorul" — Brăila, va rezulta o economie de metal de:

$$20\,000 \cdot \frac{2,5}{100} = 500 \text{ t/m·an.}$$

Reducerea consumului specific de cilindri. Diferența dintre grosimea stratului de fontă îndepărtat la recalibrarea cilindrilor cu profil standardizat și cei cu profil îmbunătățit, după cum se vede și din figurile 3 și 4, dă reducerea consumului specific de cilindri.

Figura 3 reprezintă calibrul pentru profilul standardizat, iar figura 4 — calibrul pentru profilul îmbunătățit, în care:

d_i este diametrul inimii profilului;

S — jumătate din saltul cilindrilor;

h_1 — înălțimea canelurii;

g_1 și g_2 — grosimea stratului care se strunjește la recalibrarea cilindrilor cu calibre uzate.

În cazul cilindrilor cu calibraj pentru profil FC îmbunătățit (fig. 4), grosimea stratului îndepărtat de pe tăblie la restrunjire va fi egală cu înălțimea canelurii:

$$g_2 = h_1 \qquad (2)$$

Diferența dintre grosimile straturilor care se îndepărtează la o restrunjire în cele două variante este:

$$\Delta g = g_1 - g_2 = \sqrt{h_1 (d_i + h_1)} - (s + h_1) \qquad (3)$$

Ținînd seamă că, la cilindrii finisori din fontă cu crustă dură, grosimea acestei cruste este în general $S = 0,1\ R$, R fiind raza nominală a cilindrului, numărul de recalibrări (restrunjiri) pînă la îndepărtarea completă a crustei dure (scoaterea din uz a cilindrului) va fi:

$$n = \frac{S}{g}.$$

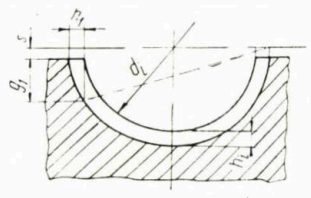


Fig. 3

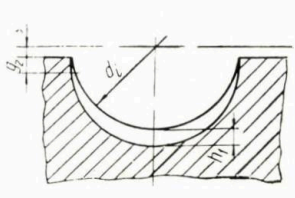


Fig. 4

Pe de altă parte, consumul specific de cilindri finisori în laminare este în funcție de cantitatea de laminate care se pot executa pe o garnitură, de numărul de calibre de pe garnitură, de dimensiunea profilului, de numărul de

recalibrări şi de greutatea garniturii de cilindri finisori, conform relaţiei :

$$C = \frac{K \cdot G}{Q \cdot N \cdot n} \qquad (4)$$

unde :

K este numărul de cilindri dintr-o garnitură ;

G — greutatea unui cilindru, kg ;

Q — cantitatea de laminate care se pot executa pe un calibru pînă la uzura admisă, t ;

N — numărul de calibre de pe garnitură ;

n — numărul de restrunjiri (recalibrări) pînă la uzura cilindrilor.

Cantitatea de laminate Q care se execută pe un calibru este în funcţie de lungimea barei finisoare, de duritatea crustei cilindrilor şi de forma profilului. Din practica uzinei „Laminorul", la care se laminează curent oţel beton PC cu profil standardizat şi care a experimentat laminarea profilului îmbunătăţit, s-au stabilit cantităţile medii care se laminează pe un calibru. În funcţie de dimensiunile uzuale, acestea sînt :

pentru Ø 8 — 50 t/calibru
pentru Ø 20 — 180 t/calibru
pentru Ø 22 — 200 t/calibru
pentru Ø 25 — 250 t/calibru
pentru Ø 28 — 280 t/calibru
pentru Ø 32 — 320 t/calibru

Ţinînd seamă de amplasarea grupată a calibrelor finisoare pe garniturile de cilindri de la uzina „Laminorul", se iau în considerare următoarele cantităţi medii :

pentru garnitura de Ø 8 — 50 t/calibru
pentru garnitura de Ø 20 — 22 — 190 t/calibru
pentru garnitura de Ø 25 — 32 — 280 t/calibru

Pe baza cifrelor de mai sus şi a caracteristicilor fiecărei garnituri, se pot stabili consumurile specifice de cilindri în cele două variante (PC standardizat şi PC îmbunătăţit), după cum urmează :

Garnitura de Ø 8, diametrul cilindrilor = 300 mm

$$G = 425 \text{ kg} ; \quad K = 2 ; \quad N = 40 ;$$
$$Q = 50 \text{ t/calibru}$$

— pentru profilul PC standardizat :

$$n_1 = \frac{S}{g_1} = \frac{15{,}5}{\sqrt{1 \times (7{,}5 + 1)} - 0{,}5} = \frac{15{,}5}{2{,}4} = 6 \text{ restrunjiri} ;$$

— pentru profilul PC îmbunătăţit :

$$n_2 = \frac{S}{g_2} = \frac{15{,}5}{1} = 15 \text{ restrunjiri.}$$

În acest caz, consumurile specifice determinate cu formula (4) sînt :

— pentru profilul PC standardizat :

$$C_1 = \frac{2 \times 425}{50 \times 40 \times 6} = 0{,}071 \text{ kg/t} ;$$

— pentru profilul PC îmbunătăţit :

$$C_2 = \frac{2 \times 425}{50 \times 40 \times 15} = 0{,}028 \text{ kg/t.}$$

Garnitura de Ø 20 — 22 ; diametrul cilindrilor = 300 mm

$$G = 400 \text{ kg} ; \quad K = 2 ; \quad N = 18 ;$$
$$Q = 190 \text{ t/calibru}$$

— pentru profilul PC standardizat :

$$n_1 = \frac{S}{g_1} = \frac{15}{\sqrt{2 \times (21 + 2)} - 1} = \frac{15}{5{,}8} = 3 \text{ restrunjiri} ;$$

— pentru profilul PC îmbunătăţit :

$$n_2 = \frac{S}{g_2} = \frac{15}{2} = 7 \text{ restrunjiri} ;$$

$$C_3 = \frac{2 \times 400}{190 \times 18 \times 3} = 0{,}078 \text{ kg/t} ;$$

$$C_4 = \frac{2 \times 400}{190 \times 18 \times 7} = 0{,}033 \text{ kg/t}$$

Garnitura de Ø 25 — 32

$$G = 1\,300 \text{ kg} ; \quad K = 3 ; \quad N = 14 ;$$
$$Q = 280 \text{ t/calibru}$$

— pentru profilul PC standardizat :

$$n_1 = \frac{S}{g_1} = \frac{22}{\sqrt{2{,}7 \times (30{,}5 + 2{,}7)} - 1{,}5} = \frac{22}{7{,}8} =$$
$$= 3 \text{ restrunjiri} ;$$

— pentru profilul PC îmbunătăţit :

$$n_2 = \frac{S}{g_2} = \frac{22}{2{,}7} = 8 \text{ restrunjiri} ;$$

$$C_5 = \frac{3 \times 1\,300}{280 \times 14 \times 3} = 0{,}330 \text{ kg/t} ;$$

$$C_6 = \frac{3 \times 1\,300}{280 \times 4 \times 8} = 0{,}125 \text{ kg/t.}$$

Pentru stabilirea economiilor care vor reieşi anual din reducerea consumului specific de cilindri finisori, în cazul laminării profilului îmbunătăţit în loc de profilul standardizat, se va folosi relaţia :

$$E_m = P_1 (C_1 - C_2) + P_2 (C_3 - C_4) + P_3 (C_5 - C_6), \qquad (5)$$

unde :

P_1, P_2 și P_3 sînt producțiile care se lamineză anual din fiecare gamă de dimensiuni prevăzute pe garniturile de cilindri de mai sus.

La uzina „Laminorul" — Brăila :

$P_1 = 2\,000$ t/an pentru Ø 8 ;
$P_2 = 2\,400$ t/an pentru Ø 20 și Ø 22 ;
$P_3 = 19\,000$ t/an pentru Ø 25 — Ø 32.

Înlocuind aceste valori în formula (5) rezultă o economie totală de fontă cu crustă dură, provenită din reducerea consumului specific, după cum urmează :

$$E_m = 2\,000\,(0{,}071 - 0{,}028) +$$
$$+ 2\,400\,(0{,}078 - 0{,}033) +$$
$$+ 19\,000\,(0{,}330 - 0{,}125) = 4\,118 \text{ kg/an}$$

Dacă se consideră și reducerea consumului de scule (tije și cuțite de metal dur), ca urmare a evitării șocurilor la operațiile de frezare, se mai poate conta și pe economie de scule.

Deoarece adaptarea profilului îmbunătățit implică revizuirea standardului de stat 438—61, prevăzut a se aplica în anul 1969, și elaborarea unui nou standard de către I.N.C.E.R.C — București, se propune ca, începînd din anul 1968, acest profil să se fabrice pe baza unei derogări de la STAS 438—61. În acest caz, eficiențele economice se pot realiza începînd cu anul 1968.

LE LAMINAGE DE L'ACIER BÉTON TYPE P.C. À PROFIL AMÉLIORÉ

Par l'adoption d'un profil amélioré à la place du profil standardisé pour l'acier béton à profil périodique laminé à chaud, on obtient les avantages suivants :

— la réduction de la consommation de métal dans les constructions, en moyenne avec 2,5 % ;

— une épargne en ce qui concerne le prix de revient de ce produit, conséquence d'une consommation réduite de cylindres et d'outils ;

— l'amélioration de la résistance de la construction par l'élimination des efforts concentrés.

ON THE ROLLING OF IMPROVED-SECTION PC-TYPE CONCRETE REINFORCING STEEL BARS

Following advantages can be derived by using hot-rolled concrete reinforcing steel bars of an improved shape instead of the standard shape :

— an average reduction of metal consumption for structural applications of 2,5 % ;

— savings in the cost of the product, as a result of lower roll and tool consumption ;

— improved structural strength by the removal of stress concentration.

CZ 621.791.042 : 621.742.4 : 621.039 : 85

Determinarea radiometrică și autoradiografică a gradului de omogenizare a amestecului de materii prime și a masei umede folosite la fabricația electrozilor de sudură *

Ing. TH. DUMITRESCU, chim. A. BÎRHALĂ și fiz. VIORICA POPESCU
ICEM — București

Cunoașterea gradului de omogenizare a materiilor prime și a masei umede, destinate fabricației prin presare a învelișului electrozilor de sudură, este una din condițiile importante pentru asigurarea calității acestora.

În practica industrială omogenizarea materiilor prime pulverulente se face într-o tobă, timp de 30 min, iar a masei umede la care liantul este silicat de sodiu, într-un amestecător tip Werner sau Kollergang. În ambele cazuri omogenitatea se determină prin aprecieri tactile și vizuale care sînt neconcludente. Determinarea gradului de omogenizare a materiilor prime și a masei umede, precum și a timpului minim necesar omogenizării, este dificilă prin metode clasice, de aceea s-a folosit, în acest scop, metoda cu izotopi radioactivi, care a mai fost utilizată și în alte cercetări de același gen [1], [2], [3].

Principiul metodei constă în marcarea unuia sau a mai multor componenți din amestecul pentru învelișul electrozilor, cu un izotop beta sau gama activ.

Amestecul de materii prime pulverulente sau umede, conținînd componentul sau componenții marcați, se omogenizează și se iau probe din locuri diferite, la intervale egale de timp, pentru măsurarea vitezei de numărare. Cînd intensitatea de radiație a probelor este aceeași, se consideră că amestecul respectiv este omogen.

Determinarea gradului de omogenizare a masei de electrozi, cu ajutorul radio-izotopilor, se poate face prin două metode : metoda radiometrică și metoda autoradiografică.

Metoda radiometrică se bazează pe marcarea unuia sau a mai multor componenți ai masei de acoperire a electrozilor și măsurarea vitezei de

* La experimentările industriale au colaborat : ing. Surgean Ion și chim. Dobrotă Ion de la „Industria sîrmei" — Cîmpia Turzii.

numărare a probelor luate din timp în timp, din diferite porțiuni ale masei de electrozi marcate. Cînd viteza de numărare devine constantă, avînd în vedere fluctuațiile statistice, se consideră că masa respectivă este omogenă.

Determinările prin metoda radiometrică se efectuează cu ajutorul unei instalații de numărare tip, formată dintr-un numărător electronic și un contor Geiger-Müller care este fixat într-un blindaj de plumb pentru ecranare.

Gradul de omogenizare se calculează ținînd seamă de abaterea standard a mediei vitezei de numărare. Cu cît valorile vitezei de numărare sînt mai apropiate, cu atît abaterea standard a mediei este mai mică și gradul de omogenizare mai mare.

Abaterea standard a mediei σ se determină [1] cu ajutorul relației (1):

$$\sigma = \sqrt{\frac{\Sigma(I_i - \bar{I})^2}{n-1}} \cdot \frac{100}{\bar{I}}, \ \% \qquad (1)$$

în care:

I_i reprezintă viteza de numărare a unei singure probe (pulsuri/min);

$\bar{I}$ — valoarea medie a vitezelor de numărare (pulsuri/min);

n — numărul de probe.

Cunoscînd abaterea standard a mediei, se determină gradul de omogenizare din relația (2):

$$M = 100 - \sigma, \ \% \qquad (2)$$

Metoda autoradiografică se bazează pe efectuarea autoradiografiei probelor luate din timp în timp din masa marcată cu activitatea specifică necesară, omogenizarea optimă fiind dată de o distribuție uniformă a particulelor componentului marcat pe autoradiografie.

Experimentările în faza industrială s-au efectuat la întreprinderea „Industria sîrmei" — Cîmpia Turzii. La această întreprindere învelișul pentru electrozii de sudură se obține utilizînd două rețete de fabricație: rețeta pe bază de rutil și rețeta bazică folosind carbonat de calciu și fluorină. Ambele rețete conțin două feluri de componenți din punct de vedere al densității: componenți cu densitate mică (ușori) și componenți cu densitate mare (grei). Astfel, rețeta pe bază de rutil conține aproximativ 50% componenți ușori (cretă, mică, talc, feldspați) și circa 50% componenți grei (rutil, fero-mangan). Rețeta bazică conține circa 80% componenți ușori (marmură sau cretă, fluorină, celuloză, talc) și circa 20% componenți grei (fero-mangan, fero-siliciu, fero-titan).

S-a apreciat că se poate determina gradul de omogenizare a materiilor prime și a masei umede, necesare fabricației învelișului electrozilor de sudură, prin marcarea unui component ușor din cele două rețete. La marcarea mai multor componenți se întîmpină dificultăți atît din punct de vedere al protecției contra radiațiilor, cît și al măsurărilor radiometrice.

Din aceste motive s-a hotărît marcarea cretei, care este constituent al celor două rețete de fabricație.

Se pot utiliza izotopi beta sau gama activ. Este indicată folosirea izotopilor cu o energie de circa 0,5 MeV atît în vederea asigurării unei mai bune protecții contra radiațiilor, cît și pentru reușita metodei autoradiografice.

Se recomandă ca timpul de înjumătățire a izotopului radioactiv să fie aproximativ egal cu durata experimentărilor și cu timpul de expunere necesar obținerii autoradiografiilor.

Izotopul radioactiv cu care se face marcarea masei de electrozi trebuie să se prezinte sub forma unei combinații chimice stabile, solubile în apă, deoarece marcarea cretei se face prin amestecarea acesteia cu soluția de radioizotop. De asemenea, trebuie ca izotopul radioactiv să fie pe cît posibil de aceeași natură chimică cu un element din componentul ce se marchează.

Ținînd cont de aceste criterii s-a ales radioizotopul beta activ Ca^{45}, ale cărui caracteristici sînt:

— energia radiațiilor emise (MeV) — 0,254;
— timpul de înjumătățire (zile) — 152;
— combinația chimică — $Ca^{45}Cl_2$.

Calculul activității Ca^{45} pentru marcarea cretei este dificil datorită dispersiei foarte mari a cretei marcate în amestecul de materii prime, ceea ce nu permite determinarea coeficientului de absorbție a radiațiilor beta de către materialul respectiv.

În acest scop s-au făcut încercări de laborator, folosind activități diferite de Ca^{45}, pînă s-a obținut o activitate de marcare semnificativă.

Marcarea cretei s-a executat într-un amestecător de tip Werner de 50 kg, în șarje de 40 kg, folosind o activitate de 10 m Ci Ca^{45} pe șarjă (adică o activitate specifică de 250 m Ci Ca^{45}/t cretă).

Izotopul Ca^{45} a fost introdus sub formă de soluție de $Ca^{45}Cl_2$ (300 ml/șarjă). Timpul de amestecare a fost de 10 min și omogenitatea marcării s-a controlat prin măsurări radiometrice, luîndu-se probe din diferite locuri ale amestecătorului, pînă cînd viteza de numărare a lor a rămas constantă, ținînd seamă de abaterea standard.

Creta marcată a fost uscată în uscătorul pentru electrozi, apoi a fost folosită în proporția respectivă la prepararea amestecurilor de materii prime.

Gradul de omogenizare a masei de electrozi s-a determinat în trei etape ale procesului de fabricație, și anume:

— determinarea gradului de omogenizare a amestecului de materii prime, pulverulente, în omogenizator;

— determinarea gradului de omogenizare a masei umede amestecate cu silicat de sodiu, în amestecătoarele tip Kollergang și Werner;

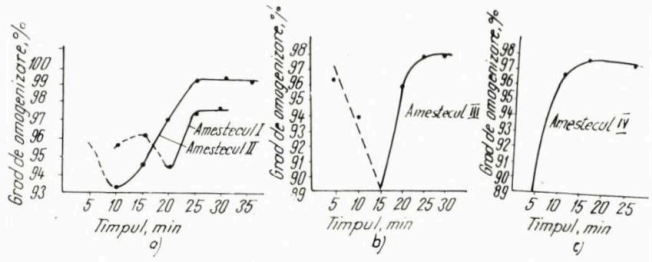


Fig. 1

— determinarea gradului de omogenizare a învelișului electrozilor fabricați cu aceste mase marcate.

Pentru determinarea gradului de omogenizare a masei umede s-a folosit, la amestecare, silicat de sodiu marcat cu $Ca^{45}Cl_2$, materiile prime pulverulente fiind nemarcate.

Viteza de numărare s-a determinat cu ajutorul unei instalații de numărare tip, utilizînd un contor Geiger-Müller cu fereastră de mică avînd o grosime de 1,5 g/cm². Probele s-au măsurat respectînd aceleași condiții geometrice.

Determinarea gradului de omogenizare a amestecului de materii prime uscate. Folosind creta marcată s-au executat două amestecuri de materii prime a cîte 400 kg, conform rețetei pe bază de rutil, și un amestec bazic de 500 kg. Amestecul bazic conținea cretă marcată și marmură nemarcată, în proporție de 70% cretă și 30% marmură.

Cele două amestecuri pe bază de rutil s-au amestecat în omogenizator, unul timp de 30 min, altul timp de 35 min. Amestecul bazic s-a omogenizat timp de 30 min. Din 5 în 5 min s-au luat cîte trei probe pentru determinări radiometrice, din trei locuri diferite ale omogenizatorului.

Amestecurile pulverulente omogenizate au fost utilizate mai departe pentru obținerea masei umede prin amestecare cu silicat de sodiu, operație care a fost executată în amestecătoarele tip Kollergang și Werner.

Din masa obținută la Kollergang s-au fabricat circa 200 electrozi cu diametrul de 4,0 mm, la presa de electrozi *P*, și cu diametrul de 3,25 mm, la presa de electrozi *A*, iar din cea obținută la amestecătorul Werner, circa 200 electrozi cu diametrul de 3,25 mm la presa *A*. Electrozii astfel fabricați au fost folosiți pentru determinarea omogenității învelișului.

Rezultatele determinărilor prin metoda radiometrică a gradului de omogenizare a materiilor prime uscate a celor două amestecuri pe bază de rutil sînt arătate în diagramele din figura 1,*a*. În figura 2 sînt prezentate autoradiografiile probelor luate din aceste două amestecuri (*a* și *c* la începutul omogenizării, 5 min, *b* și *d* la timpul minim de omogenizare, 25 min).

Autoradiografierea s-a executat utilizîndu-se filme roentgen învelite în hîrtie neagră, probele fiind expuse timp de 30 zile. Pentru absorbția radiațiilor difuzate s au folosit plăci de plexiglas cu grosimea de 10 mm, care s-au așezat deasupra peliculei cu film roentgen.

Diagrama gradului de omogenizare pentru amestecul bazic III cu cretă marcată este reprezentată în figura 1, *b*, iar autoradiografiile

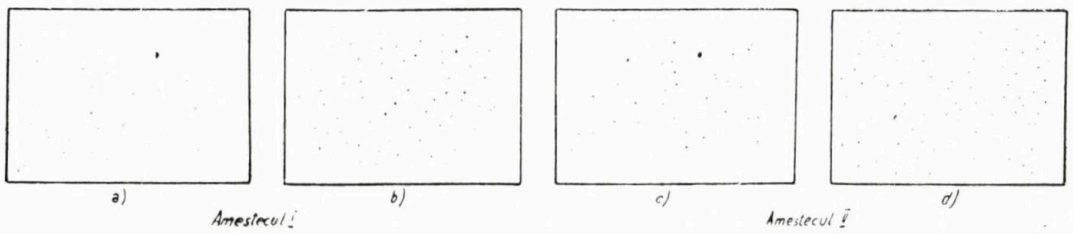


Fig. 2

obținute la începutul omogenizării și la timpul minim de omogenizare, în figura 3 (*a* — la începutul omogenizării și *b* — la timpul minim de omogenizare).

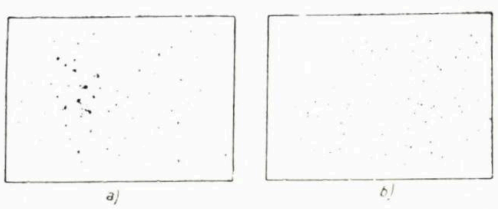


Fig. 3

Diagramele din figurile 1, *a* și 1, *b* arată că la amestecurile pe bază de rutil I și II și la cel pe bază de carbonat de calciu și fluorină III, timpul minim de omogenizare este de 25 min. La acest timp se obține un grad de omogenizare maxim. Pînă la 25 min se constată o variație a gradului de omogenizare datorită neomogenității masei de electrozi, neomogenitate ce reiese și din autoradiografii. Punctele diagramelor sînt la început dispersate, iar la sfîrșitul omoge-

nizării se așază pe un palier ce indică constanța valorilor gradului de omogenizare, deci omogenitatea masei de electrozi.

Din autoradiografii se observă că la începutul omogenizării (la timpul de 5 min) materialul prezintă mici aglomerări, care pe măsură ce se continuă omogenizarea sînt distruse, componentul marcat împrăștiindu-se mai uniform în masa respectivă (la timpul de 25 min).

Determinarea gradului de omogenizare a masei umede amestecate cu silicat de sodiu, marcat cu Ca^{45}. În scopul determinării omogenității învelișului de electrozi cu materialul plastifiant (silicat de sodiu) s-au făcut determinări prin metoda radiometrică asupra unui amestec pe bază de rutil, de 200 kg, la care s-a introdus silicat de sodiu marcat cu Ca^{45}, în cantitate utilizată curent.

S-a folosit silicat de sodiu ($d = 1{,}369$), marcat cu Ca^{45} sub formă de $Ca^{45}Cl_2$, cu activitatea de 775 m Ci Ca^{45}/t de silicat. Amestecul plastifiat IV s-a omogenizat timp de 25 min, din 5 în 5 min luîndu-se probe pentru determinări radiometrice. Rezultatele acestor determinări sînt reprezentate în diagrama din figura 1, *c*.

Din această diagramă rezultă că timpul minim de amestecare a masei umede de electrozi în amestecătorul tip Kollergang este de 15 min, la acest timp obținîndu-se gradul de omogenizare cel mai mare. De asemenea, se constată că amestecînd mai mult de 15 min, gradul de omogenizare rămîne constant.

Determinarea gradului de omogenizare a învelișului electrozilor de sudură. Pentru verificarea omogenității învelișului electrozilor, s-au luat probe de electrozi din cele două tipuri fabricate.

Omogenitatea învelișului s-a verificat prin metoda radiometrică; rezultatele sînt arătate în tabela 1.

Tabela 1

Amestecul nr.	Grad de omogenizare a masei uscate și umede, %	Tipul electrozilor		Grad de omogenizare pentru electrozi Ø 3,25 mm, %	Grad de omogenizare pentru electrozi Ø 4 mm, %	Observații
		Ø 3,25 mm	Ø 4 mm			
I	97,62	50 *A* 200 *A*	—	97,95	—	50 = amestecător Werner
II	99,45	50 *A* 200 *A*	200 *P*	97,15	97,76	200 = amestecător Kollergang
III	97,89	50 *A* 200 A	200 *P*	97,97	98,80	*A* = presa *A*
IV	97,81	—	200 *P*	—	97,95	*P* = presa *P*

Analizînd tabela 1 se constată că învelișul electrozilor de sudură, fabricați din amestecurile marcate cu Ca^{45}, este omogen și prezintă un grad de omogenizare aproximativ egal cu al amestecurilor de materii prime, pulverulente, și al masei umede.

În urma cercetărilor pentru determinarea, cu ajutorul izotopilor radioactivi, a gradului de omogenizare a materiilor prime și a masei umede folosite la fabricația electrozilor de sudură, se desprind următoarele concluzii:

— Timpul de omogenizare a materiilor prime pulverulente, în omogenizator, este de 25 min — cu 5 min mai mic decît cel folosit în mod curent;

— Timpul de amestecare a masei umede, amestecată cu silicat de sodiu, în amestecătorul Kollergang, este de 15 min;

— Electrozii de sudură fabricați utilizînd timpii de omogenizare și amestecare determinați prin metoda radiometrică sînt de bună calitate, masa învelișului fiind omogenă;

— Folosirea izotopilor radioactivi permite determinarea gradului de omogenizare a masei de electrozi, contribuind la îmbunătățirea calității electrozilor de sudură.

Se recomandă a se folosi simultan metodele radiometrică și autoradiografică, deoarece ultima dă posibilitatea observării calitative a omogenizării masei de electrozi.

LA DÉTERMINATION RADIOMÉTRIQUE ET AUTORADIOGRAPHIQUE DU DEGRÉ D'HOMOGÉNÉISATION DU MÉLANGE DES MATIÈRES PREMIÈRES ET DE LA MASSE HUMIDE EMPLOYÉES DANS LA FABRICATION DES ÉLECTRODES DE SOUDAGE

Jusqu'à présent, dans la pratique industrielle, l'homogénéité du mélange des matières premières et de la masse humide employées dans la fabrication des électrodes de soudage est déterminée par des appréciations tactiles et visuelles, qui ne sont pas concluantes.

En vue de l'amélioration du processus de la fabrication de la chemise des électrodes de soudage, le degré d'homogénéisation des matières premières sèches et humides (pâte) peut être précisé à l'aide des isotopes radioactifs Ca^{45} et Cr^{51}.

Cette détermination est réalisable par deux méthodes: la méthode radiométrique et la méthode autoradiographique.

Selon la méthode radiométrique un (ou plusieurs) des éléments prévus dans la recette de fabrication est marqué avec des isotopes radioactifs. La masse pulvérulente qui contient l'élément ou les éléments marqués (la masse marquée) est ensuite rendue homogène. Pendant l'homogénéisation on prélève périodiquement des echantillons dans différentes portions de la masse. Quand les echantillons présentent une intensité constante de radiations, on conclut que la masse est homogène.

On calcule le degré d'homogénéisation en tenant compte de l'écart relatif moyen de la taux de camptage. L'écart relatif moyen est d'autant plus petit et en conséquence le degré d'homogénéisation est d'autant plus grand que les valeurs de la taux de comptage sont plus proches.

Le marquage de la masse et l'autoradiographie des épreuves prélevées dans des portions différentes de la masse marquée sont employés aussi dans la méthode autoradiographique. La meilleure homogénéisation est celle ou les granules de l'élément marqué sont uniformément distribués.

RADIOMETRIC AND AUTORADIOGRAPHIC DETERMINATION OF THE HOMOGENEITY DEGREE OF THE RAW MATERIAL MIXTURE AND WET MASS USED IN THE MANUFACTURE OF WELDING ELECTRODES

Tactile and visual detection methods have been used up to now to determine the homogeneity of the raw material mixture and wet mass in the manufacture of welding electrodes. However, both these of methods are inconclusive.

In order to improve the technological manufacturing process of welding electrode mantles, the homogeneity of the dry and wet (paste) raw materials may be determined by means of the radioactive isotopes Ca^{45} and Cr^{51}.

Two methods, i.e. radiometric and autoradiographic, can be used to make this determination.

In the radiometric method, one or several components in the manufacturing receipt are labelled by means of radioactive isotopes. The powdery mass containing the labelled component or components (labelled mass) is homogenized. Periodic samples from various parts of the mass are taken during the homogenization process. A constant value of radioactivity of the samples indicates that the mass has been homogenized.

The degree of homogenity is calculated considering an standard relative error of the counting rate. The closer the counting rate values, the lower standard error and the higher the degree of homogeneity.

The autoradiographic method makes use of a similar marking of the mass and autoradiography of samples taken from various parts of the labelled mass. An optimum homogeneity is given by a uniform distribution of the labelled component grains.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ioachim H. *Determinarea timpului optim de amestecare a șarjelor în industria refractarelor, cu ajutorul izotopilor radioactivi.* Silikat Technik 15, nr. 8, 1964, p. 258—262.

[2] Dumitrescu T., Catană V., Dumitrescu R. și Popescu V. *Metodă radiometrică și autoradiografică pentru determinarea timpului optim de omogenizare a amestecului de materii prime refractare în amestecătorul Eirich.* Cercetări metalurgice, București, Editura tehnică, 1965, p. 347.

[3] Dumitrescu T., Catană V., Dumitrescu R. și Popescu V. *Determinarea timpului optim de omogenizare a materiilor prime refractare în amestecătorul Eirich prin metoda radiometrică și autoradiografică.* Metalurgia, nr. 12, 1965, p. 649—652.

ACTUALITĂȚI ȘI DISCUȚII

CZ 620.181 : 669.1-97

Calculul mărimilor termodinamice ale metalelor și combinațiilor lor în stare solidă cu ajutorul temperaturii transformărilor de fază

Ing. FL. OPREA și ing. D. TALOI
Institutul politehnic — București

Cunoașterea condițiilor în care se stabilește echilibrul chimic al reacțiilor chimico-metalurgice și orientarea acestora în sensul obținerii unui randament maxim constituie problemele centrale ale termodinamicii chimice în metalurgie. De aceea se consideră necesar să se prezinte, în cîteva lucrări, principiile generale care stau la baza calculelor termodinamice în metalurgie, precum și o serie de exemple de calcule și aplicații privind desfășurarea principalelor reacții chimice întîlnite în practica metalurgică.

Lucrarea de față se referă la aplicațiile principiilor termodinamice la procesele metalurgice, prezentînd, în mod special, aspecte referitoare la calculul căldurilor atomice (molare), entropiilor, căldurilor de formare și entalpiilor libere de formare a principalelor combinații chimice care iau parte în procesele metalurgice.

Căldura molară la volum constant :

$$C_v = \frac{dQ}{dT} = \frac{dU}{dT}$$

este diferită de căldura molară la presiune constantă :

$$C_p = \frac{dQ}{dT} = \frac{dH}{dT},$$

unde :

$$C_p > C_v .$$

Deoarece procesele metalurgice se petrec în general la presiune constantă — sau aproape constantă — în cele ce urmează se va lua în considerare numai C_p.

Ca să se poată efectua calcule practice cu capacitatea calorică trebuie să se cunoască legătura dintre ea și temperatură. Pentru multe metale și compuși chimici s-a putut măsura capacitatea calorică la diferite temperaturi. Valorile stabilite experimental, reprezentate grafic, exprimă o curbă a cărei ecuație matematică este de forma :

$$C_p = f(T) .$$

Pentru unele metale, pînă la temperatura lor de topire, legătura dintre C_p și T este exprimată printr-o dreaptă a cărei ecuație $C_p = f(T)$ este de forma : $C_p = a + bT$.

Sînt însă și metale sau compuși chimici pentru care dependența dintre C_p și T se exprimă prin ecuația unei curbe de gradul II, care se poate prezenta prin una din funcțiile :

$$C_p = a + bT + cT^2 ; \; C_p = a + bT \pm \pm dT^{1/2} ; \; C_p = a + bT + eT^{-2} .$$

Într-o formă mai generală, ecuația care exprimă variația căldurii molare sau a căldurii atomice în funcție de temperatură se prezintă sub forma :

$$C_p = a + bT + cT^2 + eT^{-2}.$$

Această ecuație este valabilă pentru toate substanțele întîlnite în practică ; pentru multe metale și compuși chimici constantele ecuației se pot găsi în tabele care indică și limitele de temperaturi între care sînt valabile ecuațiile respective.

Pentru unele metale și compuși chimici, metodele experimentale, în special la temperaturi înalte, nu dau date suficient de sigure privind valorile capacităților calorice sau chiar a entropiilor. De aceea, pentru aceste substanțe un interes deosebit îl prezintă metodele teoretice de calcul (a variației mărimilor termodinamice) bazate pe elemente de matematică statistică, care țin seamă de anumite proprietăți și legi a căror studiere permite stabilirea unor principii generale care pot fi utilizate cu rezultate practice eficiente. Astfel, între căldura atomică C_p a diferitelor substanțe și temperatura primei transformări de fază (transformare polimorfă, sublimare, topire etc.) există o legătură determinată.

Dacă se ia în considerare o mulțime de valori C_p pentru anumite substanțe și se analizează statistic distribuția lor, se ajunge la concluzia că distribuirea în jurul unei valori medii se face după o funcție empirică care este apropiată foarte mult de legea normală reprezentată de curba lui Gauss.

Astfel, calculîndu-se pentru 90 substanțe (elemente și compuși) valorile C_p la diferite raporturi $\frac{T}{T_{tr}} = 0{,}3 - 1{,}0$ (nu s-a lucrat cu raporturi $\frac{T}{T_{tr}} < 0{,}3$, deoarece în majoritatea cazurilor se obțin temperaturi mai mici de 298°K și deci imposibilitatea de a utiliza ecuațiile $C_p = f(T)$ date în tabele și care au limita inferioară a domeniului de aplicabilitate temperatura de 298°K) și analizîndu-se din punct de vedere statistic distribuția valorilor C_p, s-a stabilit, pe baza criteriului lui Kolmogorov, că această distribuție empirică corespunde legii normale.

În continuare se dă ca exemplu modul de calcul utilizat la prelucrarea valorilor C_p pentru raportul $\frac{T}{T_{tr}} = 0{,}5$.

În tabela 1 sînt arătate valorile C_p la $\frac{T}{T_{tr}} = 0{,}5$ pentru cele 90 substanțe.

Tabela 1

Denumirea substanței (simbol chimic)	C_p cal/atom.g. grad	Denumirea substanței (simbol chimic)	C_p cal/atom.g. grad	Denumirea substanței (simbol chimic)	C_p cal/atom. g. grad
Ag	6,44	0,25 $HfCl_5$	6,44	0,2 Ce_2O_3	6,36
Au	6,49	0,25 $InCl_3$	6,52	0,33 Cs_2O	6,19
In	6,35	0,33 $RhCl_2$	6,86	0,25 Cs_2O_2	6,59
La	6,67	0,25 $IrCl_3$	6,21	0,2 Fe_2O_3	6,15
Nb	6,98	0,5 KCl	6,44	0,5 GeO	6,50
Ni	6,29	0,25 $TiCl_3$	6,28	0,5 InO	6,06
Np	6,85	0,33 $ZrCl_2$	6,47	0,2 Ir_2O_3	6,45
Os	7,01	0,33 $OsCl_2$	6,80	0,5 RhO	6,85
Pd	7,05	0,5 PtCl	6,30	0,33 IrO_2	6,54
Ti	6,67	0,33 $SrCl_2$	6,53	0,2 Mn_2O_3	6,21
0,25 AcF_3	6,59	0,33 $TaCl_2$	6,60	0,33 MoO_2	6,42
0,25 CeF_3	6,77	0,5 AgBr	6,67	0,5 MnO	6,52
0,5 AgF	6,23	0,33 $BaBr_2$	6,12	0,33 SnO_2	6,46
0,25 AuF_3	6,38	0,5 CuBr	6,70	0,33 NbO_2	6,23
0,33 BiF_2	6,41	0,33 $SrSBr_2$	6,51	0,2 Pr_2O_3	6,61
0,33 CuF_2	6,21	0,33 $TiBr_2$	6,56	0,5 PuO	6,77
0,33 CaF_2	6,52	0,25 $TiBr_3$	6,73	0,5 RaO	6,50
0,5 CsF	6,30	0,5 TlBr	6,34	0,2 Sc_2O_3	6,04
0,25 CrF_3	6,21	0,2 $ZrBr_4$	6,19	0,5 ThO	6,79
0,33 FeF_2	6,34	0,5 LiI	6,59	0,33 ThO_2	6,74
0,33 GaF_2	5,96	0,5 NaI	6,62	0,2 V_2O_3	6,85
0,33 GeF_2	6,04	0,33 PbI_2	6,54	0,14 $FeO \cdot Al_2O_3$	6,35
0,33 MnF_2	6,17	0,5 TlI	6,51	0,14 $CaO \cdot Fe_2O_3$	6,05
0,25 PaF_3	6,81	0,2 Bi_2S_3	6,40	0,11 $3CaO \cdot SiO_2$	6,48
0,25 $AlCl_3$	6,66	0,33 Na_2S	6,94	0,25 $NaFeO_2$	6,68
0,25 $AmCl_3$	6,73	0,5 PbS	6,68	$Ag_{0,325}Cd_{0,675}$	6,32
0,25 $CeCl_3$	6,69	0,5 MnS	6,51	0,2 Cu_2Cd_3	6,31
0,33 $FeCl_2$	6,47	0,5 NiS	6,76	0,5 NiSi	6,00
0,5 GaCl	6,37	0,2 Al_2O_3	6,12	0,33 $MoSi_2$	6,47
0,33 $GeCl_2$	6,11	0,33 Ba_2O	6,99		
0,33 $HfCl_2$	6,47				

Din valorile C_p (tabela 1) se constată că cea mai mică mărime este 5,96, iar cea mai mare, 7,05. Dacă se împarte acest domeniu în 7 intervale egale, se stabilesc frecvențele (f_i — numărul de valori C_p cuprins în fiecare interval) și se calculează cei doi parametri ai legii normale de distribuție (valoarea medie $\bar{x}$ și abaterea medie pătratică σ), se obține :

— Valoarea medie $\bar{x} = \sum_{i=1}^{90} p_i x_i = 6{,}485$,

unde : p_i reprezintă probabilitatea ca variabila aleatoare (imtîmplătoare) să ia valoarea x_i ;

— Abaterea medie pătratică

$$\sigma = \sqrt{\sum_{i=1}^{90} (x_i - \bar{x})^2 p_i} = 0{,}265,$$

unde $\bar{x}$ reprezintă valoarea medie = 6,485 ; x_i — valorile luate de variabila aleatoare (limitele superioare ale celor 7 intervale — tabela 2) ; p_i — probabilitatea ca variabila aleatoare să ia valori în intervalul considerat ;

— Valorile raportului $z_i = \frac{x_i - \bar{x}}{\sigma}$ pentru cele 7 intervale stabilite.

Cu ajutorul valorilor z_i se obține, din tabelele matematice, mărimea funcției Laplace $\Phi(z_i)$; celelalte funcții și mărimi necesare aplicării criteriului lui Kolmogorov sînt prezentate în tabela 2.

Dacă se repetă calculul pentru celelalte raporturi $T : T_{tr}$ și se calculează P_λ, se obțin rezultatele centralizate în tabelele 3, 4 și 5.

Tabela 3

$T : T_{tr}$	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0
$C_{p_{med}} = \bar{x}$	6,005	6,252	6,485	6,714	6,937	7,147	7,368	7,601

Tabela 4

$T : T_{tr}$	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0
σ	0,386	0,295	0,265	0,288	0,307	0,502	0,564	0,704

Tabela 5

$T : T_{tr}$	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0
$P_{(\lambda)}$	~0,9	0,998	1,000	0,997	0,86	0,81	~0,93	~0,90

Datele prezentate în tabela 5 arată că pentru orice raport $T : T_{tr}$, cuprins între 0,3 și 1,0, probabilitatea (P_λ) are valori cuprinse între 0,8 și 1 ; prin urmare, corespondența dintre distribuția empirică și legea normală este bună.

Tabela 2

Limitele intervalelor	Frecvența, f_i	$\frac{x_i - \bar{x}}{\sigma} = z_i$	Funcția Laplace $\Phi(z_i)$	$F_{(x_i)} = 0{,}5 + \Phi_{(z_i)}$	Frecvența relativă $f_r = \frac{f_i}{\Sigma f_i}$	$F_{n(x_i)} = \sum_{i=1}^{7} f_{ri}$	$\lvert F_{n(x_i)} - F_{(x_i)} \rvert$
5,95—6,10	6	— 1,451	— 0,42661	0,07339	0,0660	0,066	0,00739
6,11—6,26	13	— 0,849	— 0,30206	0,19794	0,1444	0,211	0,01306
6,27—6,42	16	— 0,245	— 0,09677	0,40323	0,1780	0,389	0,01423
6,43—6,58	23	0,358	0,13983	0,63983	0,2550	0,644	0,00417
6,59—6,74	17	0,971	0,33423	0,83423	0,1890	0,833	0,00123
6,75—6,90	10	1,565	0,44121	0,94121	0,1110	0,944	0,00279
6,91—7,06	5	2,17	0,48500	0,98500	0,0560	1,000	0,01500

Din această tabelă rezultă că diferența maximă $|(F_{n(x_i)} - F_{(x_i)}|$ este 0,015, respectiv $D_{max} = 0{,}015$.

De unde : $\lambda = D_{max} \sqrt{n} = 0{,}015 \sqrt{90} = 0{,}1423$ (n — numărul de valori C_p luate în studiu).

Pentru $\lambda = 0{,}1423$ în tabelele matematice se găsește $P_\lambda = 1$, adică distribuției empirice îi corespunde legea normală.

Prin urmare, cu cît P_λ are valori mai apropiate de unitate, cu atît corespondența dintre distribuția empirică și legea normală este mai bună.

Trebuie făcută însă observația că pentru raporturile $T : T_{tr} = 0{,}9$ și 1,0, valorile lui P_λ nu sînt atît de sigure ca celelalte, deoarece s-a lucrat cu un număr mai mic de substanțe [la multe substanțe temperaturile corespunzătoare raporturilor $T : T_{tr} = 0{,}9$ și 1 sînt mai mari decît limita superioară a intervalului de aplicabilitate a formulei $C_p = f(T)$].

Se constată că diferite valori ale lui C_p, corespunzătoare celor 90 substanțe studiate, pot fi considerate ca fiind ale unei variabile aleatoare care oscilează în jurul unei valori medii (tabela 3), abaterile de la valoarea medie fiind asimilate cu erorile întîmplătoare.

Deoarece la raporturi $T : T_{tr}$ cuprinse între 0,4 și 0,7 abaterile de la valoarea medie sînt relativ mici (σ are valori mici) se poate face aproximația ca în loc să se considere valorile reale ale lui C_p (care în multe cazuri nu se cunosc) să se folosească valoarea medie $C_{p\ mediu} = \bar{x}$, eroarea nefiind mare. Această constatare permite utilizarea în calcule a valorilor medii C_p pentru o serie de substanțe solide la care nu se găsesc în tabele ecuațiile $C_p = f(T)$.

Analizîndu-se valorile medii C_p pentru diferite raporturi $T : T_{tr}$, se poate stabili o ecuație $C_p = f(T : T_{tr})$ cu ajutorul căreia se calculează C_p la diferite temperaturi, cînd $0{,}4\ T_{tr} \leqslant T \leqslant 0{,}7\ T_{tr}$.

Astfel, pentru stabilirea ecuației se presupune că $C_p = n\,[a + b\,(T : T_{tr}) + c\,(T : T_{tr})^2]$,

unde :

n reprezintă numărul de atomi din combinația chimică sau aliaj ;

a, b, c — constante ce se determină dintr-un sistem de trei ecuații cu trei necunoscute ;

T_{tr} — prima temperatură de transformare în stare solidă.

Pentru determinarea constantelor a, b, c se pot utiliza valorile C_p pentru $T : T_{tr} = 0{,}4$; 0,5 ; 0,6 (pentru aceste valori a rezultat cea mai bună concordanță — $P_\lambda \sim 1$, tabela 5) :

$$a + 0{,}4\,b + 0{,}16\,c = 6{,}252$$
$$a + 0{,}5\,b + 0{,}25\,c = 6{,}485$$
$$a + 0{,}6\,b + 0{,}36\,c = 6{,}714$$

Din rezolvarea sistemului rezultă : $a = 5{,}28$; $b = 2{,}51$; $c = -0{,}2$. Prin urmare, ecuația generală pentru C_p este de forma :

$$C_p = n\left[5{,}28 + 2{,}51\left(\frac{T}{T_{tr}}\right) - 0{,}2\left(\frac{T}{T_{tr}}\right)^2\right] \text{ cal/atom.g.grad.} \qquad (1)$$

Valorile C_p, calculate cu ajutorul acestei ecuații, concordă, cu suficientă exactitate, cu valorile $C_{p\ mediu} = \bar{x}$, prezentate în tabela 3.

Relația (1) poate fi utilizată în calcule termodinamice pentru determinarea lui C_p (cînd nu se găsește în tabele), obținîndu-se rezultate bune pentru $T_{tr} \geqslant 800$ °K și la raporturi $T : T_{tr} = 0{,}4 - 0{,}7$.

Pentru exemplificare și verificare, în lucrare se utilizează această relație pentru unele substanțe, la care se cunosc căldurile atomice : CaF_2, ZnS și Cu_2O ;

— CaF_2, unde $T_{tr} = 1\,424$ °K ; pentru $T = 700$ °K se obține :

$$C_p = 3\left[5{,}28 + 2{,}51\left(\frac{700}{1424}\right) - 0{,}2\left(\frac{700}{1424}\right)^2\right] = 19{,}40 \text{ cal/atom.g.grad.}$$

Din tabele : $C_p = 14{,}30 + 7{,}28 \cdot 10^{-3}\,T + 0{,}47 \cdot 10^5\,T^{-2}$; La $T = 700$°K se obține : $C_p = 14{,}30 + 7{,}28 \cdot 10^{-3} \cdot 700 + 0{,}47 \cdot 10^5 \cdot 700^{-2} = 19{,}49$ cal/atom.g.grad ;

— ZnS unde $T_{tr} = 1\,293$ °K ; Pentru $T = 650$ °K se obține :

$$C_p = 2\left[5{,}28 + 2{,}51\left(\frac{650}{1293}\right) - 0{,}2\left(\frac{650}{1293}\right)^2\right] = 12{,}98 \text{ cal/atom.g.grad.}$$

Din tabele : $C_p = 12{,}6 + 1{,}24 \cdot 10^{-3}\,T - 1{,}36 \cdot 10^5\,T^{-2}$; La $T = 650$°K se obține :

$$C_p = 12{,}6 + 1{,}24 \cdot 10^{-3}\,650 - 1{,}36 \cdot 10^5\,650^{-2} = 13{,}08 \text{ cal/atom.g.grad ;}$$

— Cu_2O, unde $T_{tr} = 1\,503$°K ; pentru $T = 900$°K se obține :

$$C_p = 3\left[5{,}28 + 2{,}51\left(\frac{900}{1503}\right) - 0{,}2\left(\frac{900}{1503}\right)^2\right] = 20{,}13 \text{ cal/atom.g.grad.}$$

Din tabele : $C_p = 13{,}4 + 8{,}6 \cdot 10^{-3}\,T$; pentru $T = 900$°K

$$C_p = 13{,}4 + 8{,}6 \cdot 10^{-3} \cdot 900 = 21{,}14 \text{ cal/atom.g.grad.}$$

Din compararea rezultatelor se constată că diferențele dintre valorile C_p, obținute din cele două ecuații, sînt mici. Ecuația matematică stabilită (1) poate fi astfel utilizată în bune condiții la calcularea valorilor C_p pentru diferite substanțe la care nu se cunosc aceste date în literatura de specialitate. Ca exemplificare se face calculul pentru următoarele substanțe :

— Ni_3S_2, unde $T_{tr} = 823$°K :

$$C_p = 5\left[5{,}28 + 2{,}51\,\frac{T}{823} - 0{,}2\left(\frac{T}{823}\right)^2\right] = 26{,}4 + 15{,}24 \cdot 10^{-3}\,T - 0{,}295 \cdot 10^{-6}\,T^2$$

— $PbO \cdot SiO_2$, unde $T_{tr} = 1\,038$°K ;

$$C_p = 5\left[5{,}28 + 2{,}51\,\frac{T}{1038} - 0{,}2\left(\frac{T}{1038}\right)^2\right] = 26{,}4 + 12{,}1 \cdot 10^{-3}\,T - 1{,}855 \cdot 10^{-7}\,T^2$$

— $ZnO \cdot SiO_2$, unde $T_{tr} = 1\,702$°K ;

$$C_p = 5\left[5{,}28 + 2{,}51\,\frac{T}{1702} - 0{,}2\left(\frac{T}{1702}\right)^2\right] = 26{,}4 + 7{,}38 \cdot 10^{-3}\,T - 0{,}691 \cdot 10^{-7}\,T^2$$

Cu ajutorul relației (1) se pot determina ecuațiile generale ce reprezintă variațiile entropiei, entalpiei și entalpiei libere pentru compușii chimico-metalurgici în stare solidă între $0{,}3\,T_{tr}$ și T_{tr}.

a. Se cunoaște că entropia este o funcție de stare de două variabile : $S = f(V, T)$ sau $S = f(p, T)$. Diferențiala totală a entropiei se exprimă prin ecuația :

$$dS = \left(\frac{\partial S}{\partial v}\right)_T dV + \left(\frac{\partial S}{\partial T}\right)_V dT$$

respectiv :

$$dS = \left(\frac{\partial S}{\partial p}\right)_T dp + \left(\frac{\partial S}{\partial T}\right)_p dT$$

Din punct de vedere metalurgic prezintă importanță deosebită variația entropiei în funcție de temperatură și de volum. Variația entropiei unei reacții chimice se determină conform ecuației :

$$\Delta S_T = \Delta S_{298} + \int_{298}^{T} \frac{\Delta C_p}{T} dT$$

În cazul aliajelor bimetalice complet neordonate se obțin :

$$S_0 = -R \quad (x_1 \ln x_1 + x_2 \ln x_2),$$

unde x_1 și x_2 sînt fracțiile molare ale componenților aliajului.

Pentru unele metale și compuși chimici entropiile normale (S_{298}) au fost determinate experimental și se găsesc în tabele. Pentru a efectua calculul variației entropiei cu temperatura (cînd nu există în tabele valorile $C_p = f(T)$ pentru substanțele respective) se poate folosi ecuația (1) care, prin integrare, duce la relația (2) :

$$\Delta S = S_{T_{tr}} - S_T = \int_T^{T_{tr}} C_p \frac{dT}{T} =$$

$$= \int_T^{T_{tr}} n \left[5{,}28 + 2{,}51 \frac{T}{T_{tr}} - 0{,}2 \left(\frac{T}{T_{tr}}\right)^2 \frac{dT}{T}\right] =$$

$$= n \left[5{,}28 \times 2{,}303 \log \frac{T_{tr}}{T} + \frac{2{,}51}{T_{tr}} (T_{tr} - T) - \right.$$

$$\left. - \frac{0{,}1}{T_{tr}^2} (T_{tr}^2 - T^2)\right] = n \left\{12{,}16 \log \frac{T_{tr}}{T} + \right.$$

$$\left. + 2{,}51 \left(1 - \frac{T}{T_{tr}}\right) - 0{,}1 \left[1 - \left(\frac{T}{T_{tr}}\right)^2\right]\right\} \quad (2)$$

b. Entalpia, exprimată prin funcția $H = f(p, T)$ a cărei diferențială totală este dată de expresia :

$$dH = \left(\frac{\partial H}{\partial p}\right)_T dp + \left(\frac{\partial H}{\partial T}\right)_p dT,$$

variază cu presiunea (în special în cazul gazelor reale) și cu temperatura conform ecuației :

$$\Delta H_{T_2} - \Delta H_{T_1} = \int_{T_1}^{T_2} (a + bT + cT^2 + eT^{-2})\, dT$$

Dacă pentru una din limitele de integrare se ia zero absolut, egalitatea de mai sus devine :

$$\Delta H_T = \Delta H_0 + \int_0^T C_p\, dT,$$

de unde :

$$\Delta H_{298} = \Delta H_0 + \int_0^{298} C_p\, dT,$$

respectiv :

$$\Delta H_T = \Delta H_{298} + \int_{298}^{T} C_p\, dT.$$

În reacțiile metalurgice variația lui ΔH cu presiunea este în general neînsemnată și, din această cauză, interesează numai influența temperaturii :

$$\Delta H_T = \Delta H_0 + (\Delta a) T + \left(\frac{\Delta b}{2}\right) T^2 + \left(\frac{\Delta c}{3}\right) T^3 - (\Delta e)\, T^{-1}.$$

Pentru a întocmi bilanțul energetic al unui proces metalurgic trebuie să se cunoască căldurile de formare ale compusului care participă în reacții chimice principale.

În general, căldurile de formare a diferitelor combinații la 25°C (298°K) și la presiunea de 1 at (condiții standard) se pot găsi în tabelele din manualele de chimie fizică sau teoria proceselor metalurgice.

Dacă trebuie să se calculeze ΔH la $T \neq 298$°K, sînt necesare valorile $C_p = f(T)$; cînd nu se cunosc aceste valori, se poate utiliza ecuația (1), obținîndu-se expresia (3) :

$$\Delta H = \Delta H_{T_{tr}} - \Delta H_T = \int_T^{T_{tr}} C_p\, dT =$$

$$= n \int_T^{T_{tr}} \left[5{,}28 + 2{,}51 \frac{T}{T_{tr}} - 0{,}2 \left(\frac{T}{T_{tr}}\right)^2\right] dT =$$

$$= n\, T_{tr} \left\{5{,}28 \left(1 - \frac{T}{T_{tr}}\right) + 1{,}255 \left[1 - \left(\frac{T}{T_{tr}}\right)^2\right] - \right.$$

$$\left. - 0{,}066 \left[1 - \left(\frac{T}{T_{tr}}\right)^3\right]\right\} \quad (3)$$

c. Entalpia liberă este o funcție de stare de două variabile : $G = f(p, T)$:

$$\left(\frac{\partial G}{\partial T}\right)_p = -S = \frac{\Delta C_p}{T},$$

respectiv :

$$G = H + T \left(\frac{\partial G}{\partial T}\right)_p.$$

În cazul reacțiilor chimice metalurgice, variația entalpiei libere este dată de ecuația de forma :

$$\Delta G_T = \Delta H_{298} + \int_{298}^{T} \Delta C_p \, dT - T\Delta S_{298} - T\int_{298}^{T} \frac{\Delta C_p}{T} \, dT .$$

Cînd se cer valorile $\Delta G^{\circ}_{form.}$ la $T \neq 298°K$ și nu se cunosc valorile C_p determinate experimental, se poate aplica ecuația (1) care, pe baza calculului matematic, duce la expresia (4) :

$$\Delta G = \Delta G_{T_{tr}} - \Delta G_T = \Delta H - T\Delta S =$$

$$= n\left[5{,}28\,(T_{tr} - T) + \frac{2{,}51}{2T_{tr}}(T_{tr}^2 - T^2) - \right.$$

$$\left. - \frac{0{,}2}{3T_{tr}^2}(T_{tr}^3 - T^3)\right] - n\left\{12{,}16\,T\log\frac{T_{tr}}{T} - \right.$$

$$\left. - 2{,}51\,T\left(1 - \frac{T}{T_{tr}}\right) + 0{,}1\,T\left[1 - \left(\frac{T}{T_{tr}}\right)^2\right]\right\} =$$

$$= n\left[6{,}468 - 7{,}69\,\frac{T}{T_{tr}} + 1{,}255\left(\frac{T}{T_{tr}}\right)^2 - \right.$$

$$\left. - 0{,}033\left(\frac{T}{T_{tr}}\right)^3 - 12{,}16\,\frac{T}{T_{tr}}\log\frac{T_{tr}}{T}\right]T_{tr} . \quad (4)$$

Prin urmare, în lucrarea de față s-a căutat să se stabilească, pe baza unui nou mod de calcul, o ecuație $C_p = f(T)$ — ecuația (1). Cu ajutorul acestei ecuații se pot determina căldurile atomice (pentru substanțele solide) care nu au fost încă stabilite experimental. Cu ajutorul ecuației (1) se pot calcula variațiile principalelor funcții termodinamice (ΔH, ΔS, ΔG la temperaturi cuprinse între 0,3 T_{tr} și T_{tr}) cu ajutorul cărora se pot stabili condițiile optime de desfășurare a reacțiilor chimice care stau la baza proceselor metalurgice.

LE CALCUL DES GRANDEURS THERMODYNAMIQUES DES MÉTAUX ET DES COMBINAISONS CHIMIQUES À L'ÉTAT SOLIDE, À L'AIDE DE LA TEMPÉRATURE DES TRANSFORMATEURS DE PHASE

On étudie les chaleurs atomiques pour une série de substances à l'état solide en faisant usage de la théorie des probabilités. Est confirmé le fait que dans le domaine des températures 0,3 $T_{tr} - T_{tr}$, les valeurs C_p calculées pour un groupe de substances sont disposées autour d'une valeur moyenne selon une loi normale de distribution — la courbe Gauss. Pour établir le degré de concordance entre la distribution empirique et la distribution normale on a eu recours au critère de Kolmogorov.

On a calculé les valeurs C_p moyennes pour les rapports T/T_{tr} entre 0,3—1 et sur leur base on a établi une formule de type $C_p = a + b\left(\frac{T}{T_{tr}}\right) + c\left(\frac{T}{T_{tr}}\right)^2$ qui peut être employée avec de bons résultats $\left(\text{lorsque } \frac{T}{T_{tr}} = 0{,}4 - 0{,}7\right)$ pour les substances solides dont les chaleurs atomiques n'ont pas encore été précisées expérimentalement. L'équation $C_p = f\left(\frac{T}{T_{tr}}\right)$ a été utilisée pour établir les équations $\Delta H = f(T)$, $\Delta S = f(T)$ et $\Delta G = f(T)$, qui aident à apprecier le degré de participation des substances aux processus physiques et chimiques qui ont lieu pendant l'extraction des métaux.

DETERMINATION OF THE THERMODYNAMIC PROPERTIES OF METALS AND THEIR SOLID STATE COMBINATIONS BY MEANS OF PHASE TRANSFORMATION TEMPERATURE

The paper presents an investigation of the atomic heat of a series of solid state substances using elements from the theory of probability. The work confirms that in the temperature range 0,3 T_{tr} to T_{tr}, the calculated values C_p for a group of substances are spread around an average value in accordance with a normal distribution law — Gauss' curve. The Kolmogorov criterion has been used to determine the agreement between the empiric and normal distribution.

Average values C_p have been calculated for the ratios T/T_{tr} in the range 0,3 to 1 and on the basis of these values, a formula of the type

$$C_p = a + b\left(\frac{T}{T_r}\right) + c\left(\frac{T}{T_r}\right)^2$$

has been derived, which can be used successfully (when $T/T_{tr} = 0{,}4 - 0{,}7$) for solid state substances, the atomic heat levels of which have not yet been determined experimentally.

The equation $C_p = f\left(\frac{T}{T_r}\right)$ has been employed to determine the equations $\Delta H = f(T)$, $\Delta S = f(T)$, and $\Delta G = f(T)$, which enable an estimation of the contribution of the substances to the physicochemical processes involved in metal extraction techniques to be made.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ivanova L. I. *Folosirea teoriei probabilității în analiza datelor privitoare la călduri atomice.* Țvetnaia metalurghia nr. 3, 1965.

[2] Oprea Fl. *Teoria proceselor metalurgice.* Editura didactică și pedagogică, București, 1966.

[3] Kubaschevski O. *Metallurgical thermochemistry.* Pergamon Press, 1958.

[4] Krestovnikov A. N., Vladimirov L. P., Gulianițki B. I. și Fischer A. Ia. *Îndrumar privind calculele asupra echilibrului reacțiilor metalurgice.* Metallurghizdat, Moscova, 1963.

CZ 669.16.013.5 : 614.8

Eficiența măsurilor de ventilație și de reducere a zgomotului la uzinele „Industria sîrmei" — Cîmpia Turzii

Ing. I. STANATIEV
Uzinele „Industria sîrmei" – Cîmpia Turzii

Lucrarea de față tratează eficiența măsurilor de ventilație și reducere a zgomotului, precum și greutățile întîmpinate în această direcție.

Probleme de ventilație. Dat fiind specificul profilului de producție al întreprinderii, complexitatea tehnologiilor și a unor instalații vechi încă existente în anumite sectoare productive, reducerea noxelor reprezintă o preocupare principală a conducerii uzinei.

În cadrul uzinei locurile de muncă cu asemenea noxe sînt :

— Secția „Trăgătoria de oțel tare", în cadrul căreia se degajă vapori cu conținut de plumb la cuptoarele de patentare a sîrmelor ;

— Secția „Zincator" unde, datorită specificului tehnologiei de producție, sînt degajări de vapori cu conținut de zinc ;

— Secția „Electrozi", în cadrul căreia la anumite operațiuni se produc degajări de praf cu conținut de SiO_2 ;

— Secția „Oțelărie", în cadrul căreia sînt degajări de CO și praf cu conținut de SiO_2 ;

— La laminorul de profile și sîrmă, datorită tehnologiei de fabricație, sînt degajări de CO ; la laminarea cuprului — degajări de praf cu conținut de cupru, iar la atelierul de polizare a țaglelor — degajări de praf abraziv și cu conținut de fier etc.

Pentru reducerea acestor noxe colectivul uzinei, încă din anul 1958, a întreprins o serie de studii în vederea reducerii lor atît direct la sursa de producere, cît și prin sisteme de ventilație generală.

Așa, de exemplu, la secția Trăgătoria de oțel tare, unde operația de patentare a sîrmelor se făcea integral în băi de plumb, concentrația de vapori și praf cu conținut de plumb era de peste 2,5 — 2,7 mg/m³, ceea ce ducea la îmbolnăviri profesionale (saturnism cronic profesional). În urma studiilor efectuate la aceste locuri de muncă (opt cuptoare), s-a hotărît schimbarea procesului tehnologic, înlocuindu-se operația de patentare în plumb cu cea de patentare în săruri la un număr de șase cuptoare, eliminîndu-se astfel, în mare măsură, pericolul îmbolnăvirii de saturnism. Instalația de ventilație mecanică existentă, care inițial deservea toate cele opt cuptoare, a rămas eficientă pentru cele două cuptoare cu băi de plumb, realizîndu-se astfel o reducere a concentrației de plumb din atmosfera de lucru sub limita maximă admisă de Normele republicane de protecția muncii (0,08 — 0,09 față de 0,1 mg/m³ admis).

Concomitent cu măsurile tehnice luate, s-a intensificat și activitatea de educare igienico-sanitară a muncitorilor, precum și urmărirea respectării indicațiilor date în acest scop. S-a ajuns astfel ca din anul 1964 la aceste locuri de muncă să nu mai apară cazuri de îmbolnăviri de saturnism.

La fabricarea electrozilor de sudură pentru care se folosea în rețete praful de cuarț, conținînd peste 97% SiO_2 liber, s-a luat măsura de schimbare a compoziției rețetelor, introducîndu-se alți componenți lipsiți de SiO_2 sau cu o concentrație de SiO_2 foarte mică (sub 10%).

În plus, s-a asigurat o ventilație mecanică generală și locală, punîndu-se sub presiune fiecare agregat care lucrează cu praf neumectat. De asemenea, s-au luat măsuri pentru vopsirea în ulei și cu strat de lac a întregii suprafețe interioare, în vederea eliminării posibilităților de depunere a prafului, precum și pentru curățarea umectată a agregatelor și menținerea în permanență în stare umedă a pardoselii. Ca rezultat a acestor măsuri s-a ajuns ca în prezent limita de noxe în atmosfera de lucru să fie de numai 19—26 mg/m³, în loc de 200 mg/m³ cît era în anul 1958, reducere concretizată prin micșorarea coeficientului de frecvență a îmbolnăvirilor de silicoză (de la 1,3 la 0,2).

Asemenea măsuri de reducere a noxelor au fost luate și în alte sectoare de activitate ale uzinei, proiectîndu-se și executîndu-se, cu posibilități proprii, o serie de instalații de ventilație mecanică și naturală la decapatoarele secțiilor : Trăgătoria de oțel moale, Trăgătoria de oțel tare, Bare trase etc. și executîndu-se supraluminatoare la Laminorul de profile, Turnătoria de metale neferoase etc., precum și acoperișul glisant la Laminorul de sîrmă și Trăgătoria de oțel moale.

Cu toate măsurile luate în acest scop, nu se poate afirma că problema noxelor este rezolvată integral în întreprindere, întrucît la ora actuală în cadrul uzinei mai sînt încă sectoare de activitate unde concentrațiile de noxe depășesc mult limitele admise.

Astfel, la secția Oțelărie deși s-au cheltuit fonduri importante cu executarea și montarea instalației de ventilație mecanică generală și locală, proiectată de către IPROMET, concentrațiile de praf ajung la 144 mg/m³ față de 15 mg/m³ admise, problema posibilităților de îmbolnăvire profesională nefiind încă rezolvată.

La laminorul de profile, în hala de polizare a țaglelor, praful de abraziv cu conținut de fier

atinge şi în prezent o concentraţie de pînă la 170 mg/m³ faţă de 5 mg/m³ admis.

Ca măsură în plus faţă de ventilaţia mecanică locală existentă, uzina experimentează sistemul de polizare umedă a acestor ţagle; pînă în prezent aceasta nu satisface însă condiţiile impuse de procesul tehnologic, deşi în bună parte ar rezolva problema reducerii noxelor. Se studiază încă găsirea soluţiei de satisfacere şi a procesului tehnologic, care în final s-ar putea generaliza şi la operaţia de polizare a lingourilor de la Oţelărie.

La secţia de fabricare a cablurilor electrice, concentraţiile de praf ating limitele de 134 mg/m³ faţă de 15 mg/m³ admis — acetonă 1 200 mg/m³ faţă de 500 mg/m³ admis — benzină 3 500 mg/m³ faţă de 1 000 mg/m³ admis, iar praful abraziv la atelierul de polizare din cadrul acestei secţii atinge limita de 157 mg/m³ faţă de 5 mg/m³ admis.

În prezent această secţie nu este prevăzută cu nici un sistem de ventilaţie mecanică sau naturală dirijată, fapt ce a determinat conducerea uzinei să prevadă, în planul de măsuri de protecţia muncii pe anul 1968, proiectarea ventilaţiei la această secţie, în colaborare cu IPROMET şi IPL.

Problema prafului produs în unele sectoare de activitate nu este încă rezolvată pe deplin, deşi concentraţiile nu sînt prea mari peste limitele admise, cum este cazul în sectorul trăgătoriilor, pentru care s-au făcut propuneri de procurare a aspiratoarelor de praf tip industrial.

În ce priveşte problema eliminării oxidului de carbon din cadrul anumitor sectoare de activitate, unde concentraţiile depăşesc limitele admise, uzina a întreprins o serie de studii, reuşind în bună parte să le reducă, însă nu sub limitele admise de normele republicane. Aşa, de exemplu, la laboratorul de sudură al secţiei electrozi, unde concentraţia de oxid de carbon atingea limita de 70—80 mg/m³ faţă de 30 mg/m³ admis, în prezent, prin introducerea meselor de sudură cu ventilaţie locală, s-a ajuns la limita de 38 mg/m³ faţă de 30 mg/m³ admis.

Cu toate acestea reducerea CO sub limitele admise nu este complet rezolvată, existînd anumite sectoare de activitate ca: Oţelăria unde concentraţia de CO este de 55 mg/m³ faţă de 30 mg/m³ admis; cuptoarele cu propulsie de la laminoare, unde concentraţia de CO este de 40 mg/m³ faţă de 30 mg/m³ admis; cuptoarele de patentare de la Trăgătoria de oţel tare, unde concentraţiile de CO sînt de 35—50 mg/m³ faţă de 30 mg/m³ admis; cuptoarele de recoacere de la Bare trase, unde concentraţia atinge şi 60 mg/m³ faţă de 30 mg/m³ admis, iar la macaralele din cadrul secţiei Bare trase, 50 mg/m³ faţă de 30 mg/m³ admis ş.a. Pentru reducerea concentraţiei de CO la Trăgătoria de oţel tare, uzina a cerut Institutului de proiectări de laminoare ca prin studiul tehnico-economic privind sistematizarea acestei secţii să rezolve şi această problemă.

În acelaşi scop a fost numit un responsabil cu supravegherea şi controlul ventilaţiei în uzină; acesta, împreună cu o echipă, asigură funcţionarea continuă a instalaţiei de ventilaţie, executînd reparaţii după un grafic de periodicitate.

Zgomotul industrial, făcînd parte din solicitările mediului înconjurător, este definit ca un fenomen acustic cu efect supărător asupra organismului uman. Acest efect poate fi de diferite feluri şi de diferite grade, depinzînd din punct de vedere fizic, de nivel, de domeniul frecvenţei, de desfăşurarea lui în timp, precum şi de durata de influenţă.

După intensitatea acustică se deosebesc trei domenii cu efecte diferite şi anume: domeniul I, de la 30 — 65 foni, cu simptome predominante fizice; domeniul II, de la 65 — 85 foni, cu reacţii suplimentare ale corpului omenesc; domeniul III, de la 85 — 120 foni, în care există pericolul de lezare a interiorului urechii.

Astfel, măsurile pentru reducerea pericolului datorită zgomotului servesc şi pentru reducerea complicaţiilor provocate de zgomot; în acest sens în uzină există unele locuri de muncă unde aceste efecte se încadrează în domeniul al III-lea, arătat mai sus. Asemenea limite se găsesc la secţia de fabricare a cuielor, unde zgomotul atinge 104 — 112 foni; la secţia de fabricare a cablurilor, unde limitele de zgomot se încadrează între 98 şi 112 foni; în secţia electrozi, la operaţia de debitare a vergelelor pentru electrozi, 95 — 106 foni; la confecţionarea sîrmei ghimpate, unde limitele sînt cuprinse între 90 şi 95 foni; la confecţionarea arcurilor de mobilă etc., faţă de 85 foni admişi de normele republicane.

Încă din anul 1963 conducerea uzinei a studiat reducerea efectului de zgomot asupra organismului muncitorilor, luînd o serie de măsuri ca: la secţia de confecţionare a sîrmei ghimpate, construirea unui nou atelier amenajat cu pereţi fonoabsorbanţi, cu aplicarea pe tavan a panourilor fonoabsorbante, precum şi izolarea maşinilor cu plută faţă de fundaţie şi a fundaţiei în sine faţă de sol; s-a reuşit, astfel, să se reducă limita de zgomot, de la circa 120 la 90 — 95 foni.

În secţia electrozi, la operaţia de debitare a vergelelor pentru electrozi, s-au luat măsuri de izolare a fundaţiei maşinilor faţă de sol, s-au amenajat maşinile în alt spaţiu, care a permis o izolare fonoabsorbantă a pereţilor şi tavanului, iar în prezent se află în studiu şi experimentare posibilităţile de reducere a zgomotului la sursa producătoare. În acest fel, s-a redus limita de zgomot de la circa 120 la 95 — 106 foni, cu tendinţă încă de scădere.

CZ 621.921

Corpuri abrazive pentru prelucrarea danturii roţilor dinţate

Chim. ARIANA KAIM şi ing. N. ŞTEFĂNESCU
Uzina „Carbochim" – Cluj

Creşterea exigenţelor faţă de precizia şi fineţea prelucrării cu abrazive, precum şi apariţia unor aliaje noi, greu de prelucrat, a determinat extinderea continuă a gamei de corpuri abrazive. Concomitent au apărut şi o serie de operaţii noi de prelucrare la care se pot aplica, cu succes, numai corpurile abrazive.

O operaţie nouă de prelucrare o constituie finisarea dinţilor roţilor dinţate tratate termic, denumită honuirea danturii. Honuirea danturii constă în prelucrarea dinţilor roţii dinţate cu ajutorul unui corp abraziv, prin metoda rulării. Corpul abraziv are forma unei roţi dinţate cu acelaşi modul ca şi piesa de prelucrat, viteza de alunecare a dinţilor fiind de 1—3 m/s. Honuirea se realizează cu o presiune continuă radială sau tangenţială, reglabilă între 1 şi 40 kgf. Corpul abraziv pentru honuirea danturii roţilor dinţate are dinţi înclinaţi şi de acelaşi modul ca şi dinţii piesei de prelucrat. Esenţa procesului de honuire a roţilor dinţate constă în angrenarea strînsă dintre roata dinţată cu dinţi drepţi şi corpul abraziv de honuit cu dinţi oblici. În timpul prelucrării, corpul abraziv de honuit se roteşte cu o viteză de 7—10 m/s, imprimîndu-i-se concomitent şi o mişcare oscilatorie, cu o frecvenţă de 200—300 oscilaţii/min şi o amplitudine de 1,5 mm. Roata dinţată de prelucrat este adusă în mişcare de rotaţie de corpul abraziv de honuit şi efectuează o mişcare de du-te-vino cu 2—3 curse duble/min. Compunerea acestor mişcări din timpul prelucrării asigură honuirea suprafeţelor de contact a dinţilor roţii dinţate. În timpul honuirii, piesa de prelucrat se răceşte cu un jet abundent de petrol lampant.

Prin honuire se îndepărtează complet bavurile, se elimină într-o măsură considerabilă rugozitatea suprafeţei de prelucrat, influenţînd pozitiv asupra formei geometrice a dinţilor.

Corpurile abrazive de honuit sînt confecţionate din carbură de siliciu verde cu liant SKN. Liantul SKN este un cauciuc butadien nitrilic. Acest liant are o rigiditate ridicată. Datorită faptului că rezistenţa lui mecanică este mare şi elasticitatea corespunzătoare, capacitatea de autoascuţire a corpului abraziv, confecţionat pe baza acestui liant, este slabă. Aceasta se explică prin faptul că, datorită rezistenţei mecanice ridicate, granulele corpului abraziv sînt reţinute de liant şi după tocirea lor. Acest lucru duce la îmbîcsirea suprafeţei de lucru a corpului abraziv, la pierderea capacităţii de tăiere şi la apariţia de arsuri pe suprafaţa metalică de prelucrat. Pentru acest motiv s-a căutat să se elimine dezavantajele prezentate de acest cauciuc astfel, încît toate proprietăţile pozitive să fie păstrate. Acest lucru s-a atins prin modificarea cauciucului butadien-nitrilic cu diferite adaosuri de acid metacrilic.

În tabela 1 se dau caracteristicile mecanice ale corpurilor abrazive confecţionate cu liant de cauciuc butadien-nitrilic cu adaos de 2,5%, respectiv de 5% acid metacrilic, şi cu electrocorindon nobil, granulaţia 10 şi carbură de siliciu verde, granulaţia 10 (conţinutul volumetric de granule în masa abrazivă a fost de 58%).

Probele au fost vulcanizate la o temperatură de 150°C fiind menţinute 4 h la această temperatură. Viteza de rupere a corpurilor abrazive a fost de 157 m/s .

Rezistenţa mecanică este mai mare la corpurile abrazive cu liant de cauciuc butadien nitrilic confecţionate cu carbură de siliciu. Acest lucru se datoreşte suprafeţei specifice mai mari a granulelor de carbură de siliciu în comparaţie cu granulele de electrocorindon. Pentru acest motiv corpurile abrazive utilizate pentru honuirea danturii roţilor dinţate se confecţionează din carbură de siliciu verde.

Corpurile abrazive pentru honuire se confecţionează prin presare în matriţe, la o presiune specifică de 75—100 at, şi se vulcanizează la o temperatură de 150°C, cu menţinere timp de 4 h sau la 170°C, cu menţinere timp de 2 h. Vulcanizarea se face în matriţă, presarea efectuîndu-se la prese cu platane care se încălzesc cu ajutorul unor elemente de încălzire (spirale de 220 V şi 360 W, conectate la reţeaua de curent alternativ).

Matriţa în care se face presarea este compusă dintr-un inel exterior, profilat în interior în mod corespunzător cu scula de honuit, respectiv dinţii interiori, unghiul lor de înclinare şi toate celelalte elemente corespunzînd exact cu caracteristicile corpului abraziv de honuire. Poansonul care completează inelul matriţei are formă de roată dinţată, avînd aceiaşi parametri ca şi matriţa. Jocul dintre poanson şi matriţă trebuie să fie de maximum 0,1 mm. Fundul matriţei este prins de inel cu şuruburi, în centru fiind fixat dornul de centrare. Pe dorn se aşază o bucşă din oţel şi bucşa de centrare. În matriţa astfel pregătită se introduce masa abrazivă. Pe bucşa de centrare se introduce poansonul peste care se aşază o placă de presare. La presarea corpurilor abrazive de honuire cu dinţii înclinaţi, în timpul presării, poansonul şi placa de presare se deplasează după o elice. Pentru a asigura o presare corespunzătoare, peste placa de presare se montează un rulment axial. După terminarea presării se demontează fundul matriţei şi bucşa de centrare, iar corpul abraziv se scoate din matriţă. Pentru ca în timpul presării dornul de centrare să nu se deplaseze (ceea ce poate să ducă la o abatere radială a corpului abraziv) se recomandă ca fundul matriţei să fie îmbinat nedemontabil cu dornul.

Operaţia cea mai dificilă este finisarea corpului abraziv de honuit. Această operaţie poate fi executată la o maşină de mortezat danturi cu dinţi înclinaţi. La mortezarea roţilor cu dinţi înclinaţi pe maşina de mortezat danturi se folosesc cuţite-roată, cu dinţi înclinaţi, şi ghidaje oblice pentru berbec.

Tabela 1

Indicele fizico-mecanic	SKN-26-1 cu 2,5% acid metacrilic (duritatea defo 1 110 g)		SKN-26-1 cu 5% acid metacrilic (duritatea defo 500 g)	
	Electrocorindon nobil, granulaţia 10	SiC verde granulaţia 10	Electrocorindon nobil, granulaţia 10	SiC verde granulaţia 10
Rezistenţa la încovoiere, kgf/cm²	660	780	700	730
Rezistenţa la rupere, kgf/cm²	180	210	150	190
Rezistenţa la lovire, kgf/cm/cm²	4,1	4,8	3,7	4,0

Utilizarea acestor corpuri abrazive de honuit permite mărirea fineţei superficiale a dinţilor de prelucrat cu 1—2 clase, micşorarea erorilor geometrice, apărute în procesul de tratament termic al roţilor dinţate, cu 20%, şi reducerea nivelului de zgomot, la prelucrarea roţilor dinţate, cu 3—4db. Durata honuirii danturii unei roţi dinţate cu diametrul pînă la 300 mm este de 40—60 s.

Corpurile abrazive de honuit sînt profilate, după exploa-:are la maşini de rectificat plane, cu ajutorul unui corp ıbraziv de debitat.

O altă operaţie, în care corpurile abrazive se pot utiliza cu ucces, o constituie teşirea capetelor dinţilor şi îndepărtarea ıavurilor de pe capetele dinţilor la roţile dinţate netratate ermic sau călite. Pentru această operaţie s-a elaborat un :orp abraziv special, de formă melcată. În figura 1 este re-ırezentată schema cinematică a utilajului folosit pentru de-ıavurarea muchiei danturii roţilor dinţate.

De la motorul electric *1* prin-:r-o transmisie cu curele trapezo-dale *2* mişcarea de rotaţie se transmite la axul principal *3*. În alezajul axului principal se intro-duce dornul *4*, pe care se fixează :orpul abraziv melcat *5*. Celălalt capăt al dornului este susţinut de bucşa *6*. Roata dinţată de prelu-crat se montează pe dornul *7*, care se roteşte liber în jurul axului fix *8*. Dornul este prevăzut cu un filet trapezoidal, care permite re-glarea roţii dinţate de prelucrat cu ajutorul piuliţei *9*. Săniile *10* şi *12* se deplasează împreună cu roata dinţată, paralel, respectiv perpendicular pe axa roţii dinţate melcate, în cazul unei rotiri manuale cu ajutorul manivelelor de mînă *13*, respectiv *11*. Prin intermediul corpului abraziv melcat se imprimă mişcarea de rotaţie roţii dinţate de prelucrat. Mai întîi se prelucrează feţele pe un flanc al dintelui, apoi pe celălalt (după inversarea sensului de rota-ţie al motorului electric).

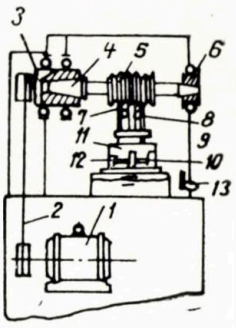


Fig. 1

Corpurile abrazive melcate se confecţionează prin presare la rece în matriţe speciale. Ca liant se foloseşte stiracrilul TS sau răşini epoxidice. Stiracrilul TS se obţine prin polimerizarea metacrilatului de metil cu stiracril. Răşinile epoxidice constituie un produs al policondensării epiclorhidrinei cu difenilpropan, în mediu alcalin. Polimerizarea lianţilor folosiţi la confecţionarea corpurilor abrazive melcate are loc la temperatura camerei şi la presiune normală. Reţetele recomandate pentru confecţionarea corpurilor abrazive melcate (în părţi în greutate), sînt:

cu liant „stiracril TS"

— granule abrazive de granulaţie 25	86;
— pulbere de stiracril	13,2;
— stiracril lichid	18,0;
— rumeguş de lemn	3,4;

cu liant „răşină epoxidică ED-6"

— granule abrazive de granulaţie 25	68,5;
— răşină epoxidică	30 ;
— întăritor (polietilenpoliamină) sau hexametilen-tetramină	3,7;
— plastifiant (dibutilftalat)	5 ;
— rumeguş de lemn	5.

Masa abrazivă cu liant de stiracril TS se prepară prin amestecarea cantităţilor necesare de materii prime sub formă de pulbere cu cantitatea cîntărită de stiracril lichidă. Amestecarea durează 1—2 min după care amestecul se lasă să stea încă 1—2 min înainte de a fi introdus în matriţa de presare. După umplerea matriţei, acesteia i se aplică o presiune de 1—1,5 kgf/cm² timp de 3—6 h. După 12—15 h de păstrare a corpului abraziv în matriţă, se scoate corpul abraziv din matriţă şi se lasă să stea 12—15 h pînă la polimerizarea completă.

Masa abrazivă cu liant de răşini epoxidice se prepară într-un mod analog, cu diferenţa că înainte de amestecare răşina se încălzeşte pînă la 70—80°C pentru a deveni fluidă şi plastică, adăugîndu-i-se, prin amestecare continuă, plastifiantul. În răşina răcită pînă la 20°C se introduce întăritorul şi celelalte substanţe sub formă de pulbere, după care se amestecă. Matriţa este unsă cu pulbere de grafit sau parafină topită pentru a se evita lipirea corpului abraziv de matriţă. În cazul acoperirii cu parafină matriţa se încălzeşte pînă la 40—50°C. Matriţa este formată din două jumătăţi asamblate între ele cu ştifturi şi strînse cu o clemă. După asamblare, matriţa se umple cu masă abrazivă, care se introduce prin spaţiul inelar dintre dorn şi bucşă, după care se presează cu ajutorul unui inel de presare.

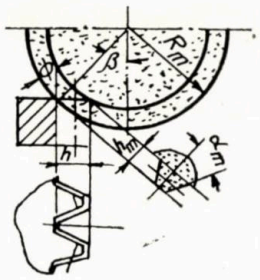


Fig. 2

La executarea formei de presare este necesar să se determine profilul melcului în secţiune radială, care diferă de profilul roţii dinţate în secţiune frontală (fig. 2). Totuşi, datorită faptului că în timpul lucrului melcii abrazivi se autoascut uşor, luînd forma roţii dinţate de prelucrat, nu este necesar un calcul exact al dimensiunilor profilului melcului în secţiune radială şi de aceea pentru determinarea acestui profil pot fi folosite formulele:

$$h_m = h\cos\varphi,\ \operatorname{tg}\alpha_m = \frac{\operatorname{tg}\alpha}{\cos\varphi},\ S_m = tS,$$

în care:

h_m este înălţimea profilului melcului în secţiune radială;
h — înălţimea dintelui roţii;
φ — unghiul faţetei la fundul golului;
S_m — grosimea dintelui melcului pe cilindrul de divizare;
t — pasul pe arcul cercului de divizare a roţii;
S — grosimea dintelui roţii pe arcul cercului de divizare;
α — unghiul profilului de referinţă al cremalierei;
α_m — unghiul profilului melcului.

Debavurarea roţilor dinţate cu ajutorul corpurilor abrazive melcate duce la o mărire de 4 ori a productivităţii muncii la această operaţie.

BIBLIOGRAFIE

[1] Koganov I. A. şi Feodorov I. N. *Metodă de prelucrare a danturii roţilor dinţate cu freze-melc.* Stanki i instrumenti, nr. 4, 1966, p. 22—36.

[2] Jitniţki A. N. *Debavurarea danturii roţilor dinţate cu corpuri abrazive melcate, cu liant organic.* Stanki i instrumenti nr. 8, 1964, p. 37—38.

[3] Korzinkin V. I. *Dispozitive pentru honuirea danturii roţilor dinţate.* Stanki i instrumenti nr. 8, 1965, p. 9—12.

[4] Vorobieva N. A. *Lianţi pe bază de cauciuc.* Abrazivi i almazi, nr. 1, 1967, p. 23—27.

[5] Nosiaci A. I. *Procese moderne de prelucrare abrazivă în domeniul construcţiilor de maşini.* Editura Maşinostroenie, Moscova, 1967.

CZ 669.1-52

Considerații privind automatizarea procesului analitic în siderurgie (I)

Chim. N. CHINDLER
Combinatul siderurgic — Hunedoara

Adaptarea procedeului LD ca procedeu de bază în elaborarea oțelului la Galați, extinderea procedeelor de intensificare a proceselor metalurgice la Hunedoara, necesitatea de a elabora oțeluri aliate cu caracteristici superioare atît la Reșița, cît și la Hunedoara au determinat dotarea laboratoarelor respective cu aparatură la nivelul tehnicii mondiale și anume: spectrometre cu înregistrare directă funcționînd în atmosferă de gaz inert, capabile să determine într-un timp scurt (3—5 min de la intrarea probei în laborator) compoziția chimică a oțelului în timpul elaborării.

În cele ce urmează vor fi analizate cîteva aspecte legate de introducerea noii tehnici analitice în unele laboratoare siderurgice din R. S. România și măsurile ce trebuie luate pentru obținerea unor eficacități maxime, care să justifice pe deplin eforturile, de ordin valutar, depuse pentru achiziționarea aparaturii respective.

În general, în industria siderurgică sub denumirea de analiză chimică se înțeleg mai multe activități:

— Stabilirea compoziției chimice a materiilor prime și auxiliare cît și a caracteristicilor tehnico-analitice ale combustibililor, lubrifianților și altor materiale utilizate în secțiile productive și auxiliare.

— Informarea continuă a secțiilor productive asupra compoziției chimice a metalului în diferite faze ale proceselor tehnologice, pentru a orienta acțiunile lor în direcția obținerii produsului dorit (caz tipic la oțelării).

— Verificarea produsului semifinit sau finit privind încadrarea sa întrutotul în compoziția chimică prescrisă de standarde, norme sau caiete de sarcini.

— Contribuții la cercetările privind îmbunătățirea calității produselor sau punerea la punct a fabricației unor produse noi.

Avînd în vedere caracterele lor diferite, exigențele pe care le reclamă fiecare din categoriile de mai sus, privind precizia și timpii de execuție, sînt diferite.

În cazul primei categorii se impune o înaltă precizie, dacă este vorba de stabilirea compoziției chimice a materiilor prime și auxiliare intrate în uzină, în situația în care compoziția lor chimică afectează costul produsului respectiv (cazul minereurilor, fondanților, feroaliajelor etc.) și, de asemenea, se cere rapiditate în execuția analizei dacă este necesar să se cunoască compoziția chimică înainte de introducerea materialelor în cauză, în ciclul tehnologic.

În privința informării secțiilor productive asupra felului cum decurge procesul tehnologic (cazul tipic: urmărirea evoluției proceselor din cuptoarele oțelăriilor — din momentul topirii încărcăturii și pînă la evacuare), se pune din ce în ce mai mult problema rapidității. Pentru prima oară în istoria chimiei analitice timpul minim necesar pentru determinarea unui element este impus de condițiile de exploatare și nu de chimist.

Într-adevăr, accelerarea proceselor metalurgice a generat necesitatea cunoașterii operative a compoziției băii metalice, de natură să permită pe parcurs efectuarea corecțiilor necesare în vederea încadrării șarjei în compoziția chimică prescrisă, în momentul evacuării din cuptor. În acest domeniu întotdeauna s-au făcut concesii în ceea ce privește precizia compoziției dacă prin aceasta s-a cîștigat în rapiditate.

Lucrările din cea de-a treia categorie vizează exactitatea, executîndu-se, în majoritatea cazurilor, după metode standardizate deși, în frecvente cazuri, mici abateri de la compoziția chimică prescrisă nu influențează sensibil proprietățile fizico-mecanice ale produsului; cele din categoria a patra reclamă o înaltă precizie și stăpînirea unei tehnici analitice mereu reînoite.

Este important de arătat că în cursul timpului caracterele diferite ale exigenței față de analizele din categoriile menționate au fost confundate, reclamîndu-se pentru fiecare din ele calități identice privind precizia și rapiditatea.

Ca oricare altă tehnică, analiza chimică are reguli care nu pot fi simplificate la nesfîrșit fără a influența negativ rezultatul final întocmai după cum un proces metalurgic nu poate fi accelerat peste limitele fixate de experiență, fără sacrificarea calității metalului produs. Se poate afirma că, în foarte multe cazuri s-a ajuns prin mijloace clasice la timpi de dozare atît de reduși, încît orice încercare de a reduce și mai mult ciclul analitic ar însemna sacrificarea totală a preciziei, trecîndu-se la analize semicantitative, în foarte puține cazuri utile personalului din exploatare.

Rezolvarea radicală a problemei rapidității în analiza oțelurilor și a zgurelor, în condițiile realizării unei precizii convenabile, similare celor furnizate de analizele rapide executate pe cale umedă, a devenit posibilă numai după construirea unor aparate spectrale direct înregistratoare, robuste și cu mare siguranță în exploatare.

Spectrometrele de tip cuantovac din dotarea laboratoarelor C.S.H. și U.C.M.R. (fabricație ARL Elveția) cît și cele de tip polivac (fabricație HILGER — Anglia) au următorul principiu de funcționare: printr-o descărcare electrică (scînteie) între proba de oțel și un electrod potrivit ales (în mod obișnuit din argint spectral pur) se produce excitarea elementelor componente ale oțelului de analizat. Razele de lumină cad, după ce în prealabil au trecut printr-o fantă și o lentilă colimator, pe o prismă sau pe o rețea de difracție, fiind descompuse. În dreptul uneia din liniile spectrale caracteristice fiecărui element din programul aparatului se află o fantă, iar în spatele acesteia, un fotomultiplicator care transformă energia luminoasă în energie electrică. Fotocurentul amplificat care este proporțional cu intensitatea luminoasă a liniei respective este integrat cu ajutorul unui condensator a cărui tensiune, direct proporțională cu concentrația în elementul respectiv, este măsurată cu ajutorul unui dispozitiv electronic. Convertirea valorii citite la aparat în procente — concentrație — (conținut procentual) se face fie cu ajutorul curbelor de etalonare stabilite în prealabil pe probe cu concentrații cunoscute, de către operator, fie automat, cu ajutorul unui calculator electronic, care indică direct în procente conținutul în elementul respectiv. Avantajul introducerii în circuit a calculatorului electronic constă în aceea că este capabil pe lîngă convertirea citirii în procente să medieze rezultatele a trei scînteieri consecutive, să elimine influența reciprocă dintre elementele analizate și să transpună pe hîrtie rezultatele analitice, în procente. Este posibil, prin cuplarea calculatorului cu un dispozitiv telex, ca imprimarea rezultatelor analitice procentuale să se facă concomitent la aparatul și la postul de dispecer al oțelăriilor, mărindu-se astfel, în mod apreciabil, viteza de informare a personalului din exploatare. La C.S.H. în lipsa calculatorului, o modificare executată de personalul nostru tehnic permite să se citească conținutul în elementul determinat direct în procente, ceea ce accelerează mult obținerea rezultatelor.

Aparatele de acest tip sînt indicate pentru analiza oțelurilor carbon, a fontei, a zgurelor, cît și pentru analiza oțelurilor slab și înalt aliate.

Pentru analiza minereurilor și feroaliajelor, automatizarea procesului analitic s-a realizat cu ajutorul spectrometrelor de roentgen fluorescență — care spre deosebire de spectrometrele de emisie care oferă o înaltă precizie la dozarea elementelor aflate în concentrații mici și foarte mici —, func-

ionează cu o înaltă precizie în cazul unor concentrații nedii și mari.

Un asemenea spectrometru funcționează pe următorul principiu: o rază roentgen incidentă pe proba de analizat xcită elementele componente care emit prin fluorescență adiații caracteristice. În conformitate cu programul aparatului liniile alese sînt separate cu ajutorul unui cristal de ifracție, intensitatea lor fiind măsurată cu ajutorul unor uburi Geiger—Müller sau a unor numărătoare proporționale, umărul de impulsuri pe secundă fiind o măsură a concenrației în elementele din program.

Trebuie însă avut în vedere că obținerea unor rezultate atisfăcătoare (reproductibile) la aparatura spectrală este ondiționată de doi factori principali și anume:

— O prelevare corespunzătoare a probei, de natură să eflecte compoziția medie a cantității mari de material care reprezintă, urmată de o pregătire corespunzătoare în vederea analizei.

— O analizare, prin metode chimice foarte precise a probelor de referință, deoarece aparatura spectrală dă doar rezultate relative, care depind în mod direct de precizia cu care s-a făcut determinarea pe cale chimică a elementelor componente ale probei etalon, în funcție de care se trasează curbele de etalonare.

Tehnica prelevării probelor în general este bine pusă la punct.

Operația propriu-zisă de prelevare constă în scoaterea probei de oțel din cuptor cu ajutorul lingurii speciale, îndepărtarea zgurei de la ciocul lingurii, turnarea într-o cochilă de cupru cilindrică sau conică, concomitent cu calmarea probei cu aluminiu.

Urmează ca prin probe efectuate asupra producției curente să se stabilească adaosul optim de aluminiu pentru o calmare corespunzătoare.

Oțelarii trebuie obișnuiți să respecte cu strictețe condițiile de prelevare, cunoscînd că o prelevare necorespunzătoare are drept consecință obținerea unor lingouri de probe cu defecte (incluziuni, retasură) — ceea ce duce în mod inevitabil la obținerea unor rezultate analitice eronate.

Forma cochilei, deci a lingoului obținut, trebuie astfel aleasă încît să permită efectuarea a cel puțin trei scînteieri, necesare a se executa în perioadele de la sfîrșitul elaborării și pe probele finale, în scopul obținerii unor precizii mai mari. În cazul în care probele se transmit de la oțelării la laborator cu ajutorul unor dispozitive de poștă pneumatică, natural că se va limita dimensiunea lingoului la capacitatea de recepție a cartușului de transport. De asemenea este important ca condițiile de prelevare și de răcire să fie în permanență aceleași.

Obținerea suprafeței de scînteiere se face retezînd proba la mașina de tăiat cu disc abraziv, urmată de o șlefuire a suprafeței tăiate pe hîrtie abrazivă, aplicată pe șaiba unei alte mașini, cu mare viteză de rotație.

Folosirea unor utilaje improvizate sau construite în alte scopuri, în special la retezarea probelor, duce în mod inevitabil la încălzirea probelor și la apariția culorii de revenire, cu consecințe negative, asupra preciziei la determinarea carbonului, sulfului, fosforului și arsenului. Este deci necesar ca retezarea probelor să se facă la mașini cu dispozitiv de răcire a probelor, construite special pentru acest scop.

În legătură cu probele de referință față de care se stabilesc curbele de etalonare și care în fond hotărăsc precizia analizelor — se remarcă faptul că etalonarea aparatului trebuie făcută neapărat pe probe prelevate la oțelăria ce urmează a fi deservită de aparatul spectrometric și analizate cu grijă deosebită prin metode clasice, deoarece condițiile specifice de elaborare, prelevare, răcire și pregătire influențează în mod apreciabil precizia analizei. Astfel chiar dacă se dispune de un set de etalonare de import, analizat cu grijă deosebită într-un institut specializat, acestea nu sînt în măsură să suplinească etaloanele proprii.

Din cele de mai sus rezultă necesitatea imperioasă de a menține și dezvolta în continuare sub aspectul măririi gradului de precizie laboratoarele de analiză chimică pe cale umedă, care își mențin în întregime importanța în cadrul serviciilor de laboratoare de pe lîngă marile unități siderurgice.

Analizele finale la aparatele spectrometrice, avînd ca scop atribuirea rapidă a mărcii oțelului, vor trebui dublate de o analiză chimică prin metode STAS, care să ofere siguranța unei încadrări totale în limitele de concentrații prescrise prin standarde, norme sau contracte la toate elementele componente, aceasta cel puțin pînă în momentul cînd laboratoarele vor garanta rezultatele în limitele de erori admise ale standardelor de analize chimice și pentru analizele finale executate la spectrometre.

Durata totală a unei analize cuprinde următoarele faze distincte: prelevarea probei; expedierea la laborator; pregătirea probei în vederea analizei; analiza propriu-zisă; interpretarea rezultatelor date de aparat; transmiterea rezultatelor.

Despre unele din aceste operații s-a amintit mai sus.

În privința expedierii probelor la laborator, cel mai eficient mijloc pare a fi dispozitivul de poștă pneumatică. Chiar în cazurile cînd distanța de la cuptoare la laborator este mică (100—200 m) poșta pneumatică justifică pe deplin cheltuielile investite pentru construcție, mai ales că în aceste cazuri se pot executa instalațiile respective prin forțe proprii.

În cazul transmiterii probelor de la distanța de mai multe sute de metri sînt necesare instalații speciale, executate de întreprinderi specializate.

Poșta pneumatică de import, care funcționează la C.S.H., are două ramuri distincte: una care deservește oțelăria Martin nr. 2 (două posturi de transmitere — recepție) și melanjorul nord, iar alta care deservește melanjorul sud, oțelăria Martin nr. 1 și oțelăria electrică (în total șase posturi de transmitere — recepție). Fiecare ramură are un tub de sosire și un tub de returnare a cartușelor goale, în care se introduc și buletinele de analiză.

Aerul aspirat (respectiv comprimat), necesar pentru vehicularea cartușelor, este furnizat de șase suflante, montate în clădirea laboratorului cu precauții deosebite privind evitarea trepidațiilor, într-o cameră izolată fonic. Patru suflante funcționează în permanență, iar două sînt de rezervă pentru funcționare în caz de lucrări de întreținere sau avarii.

Se preconizează ca în viitor, o dată cu dotarea serviciului laboratoare C.S.H. cu cel de-al doilea cuantovac necesar pentru siguranță în exploatare (lucrări de întreținere și eventuale avarii la aparatul existent, cît și mărirea capacității de analiză etc.), transmiterea rezultatelor la oțelării să se facă prin telex, cu ajutorul unui calculator analogic.

Într-un articol viitor se propune analizarea cîtorva aspecte privind eficiența economică a aparaturii automate de analiză în laboratoarele noastre.

Produse refractare alumino-corindonice și procedeu pentru fabricarea acestora

Invenția se referă la produse refractare alumino-corindonice folosite la căptușirea cauperelor furnalelor ce funcționează cu aer preîncălzit la temperaturi ridicate și pentru alte agregate termice cu solicitări deosebite, precum și la un procedeu pentru fabricarea acestora.

Pentru obținerea produselor refractare cu 45 — 62% Al_2O_3, din materii prime de calitate inferioară, se utilizează o masă refractară cu compoziția în greutate :

- 10 — 60% amestec suprarefractar constituit din electrocorindon normal și argilă refractară plastică sau neplastică cu finețe de măcinare — rest pe sită de 10 000 ochiuri, circa 10% ;
- 30 — 40% șamotă aluminoasă, cu granulație de 1—3 mm ;
- 0 — 20% șamotă aluminoasă, cu granulație sub 0,2 mm ;
- 3 — 15% caolin sau argilă refractară plastică sau neplastică cu conținut de Al_2O_3 peste 32% și Fe_2O_3 circa 2% și cu finețe de măcinare sub 0,2 mm ;
- 1 — 2% talc sau bentonită, cu finețe de măcinare sub 4 900 ochiuri, care se introduce sub formă de barbotină ;
- 0,2 — 0,25% carbonat de sodiu tehnic ;
- 0,2 — 0,4% moliftan, cu densitate 1,2, de asemenea dizolvat în barbotină ca și carbonatul de sodiu.

Procedeul, în scopul obținerii unei mulitizări secundare avansate și a înlăturării tensiunilor de dilatare specifice electrocorindonului utilizat cu adaos de înnobilare, se caracterizează prin amestecarea prealabilă a acestuia din urmă cu argila refractară, în proporție de 1 : 1 — 3 : 1 și măcinarea împreună pînă la o finețe avansată, circa 10% rest pe sita cu 10 000 ochiuri. De asemenea, în scopul conferirii plasticității argilei refractare șistoase, utilizate ca liant, procedeul se caracterizează prin faptul că aceasta se macină sub formă de barbotină pînă la rest circa 10% pe sita cu 10 000 ochiuri, introducînd în barbotină carbonat de sodiu, moliftan și bentonită sau talc cu adaosuri de plasticizare și peptizare.

Produsele obținute, conform invenției, au următoarele caracteristici :

- conținut de $Al_2O_3 + TiO_2$ — 45 — 62% ;
- " " Fe_2O_3 maximum — 2,2% ;
- densitatea aparentă — 2,1 — 2,3 g/cm² ;
- porozitate aparentă — 17 — 22% ;
- rezistență la compresiune — 350 — 900 kgf/cm² ;
- constanță de volum la 1 400—1 450° C — ± 0,1% ;
- șoc termic — număr de cicluri — 10 — 30 ;
- început de înmuiere sub sarcină — 1 400—1 550° C.

Aplicarea invenției prezintă avantajul că permite obținerea unor produse de calitate superioară, din materii prime considerate improprii, și care pot fi utilizate la grătarele cauperelor furnalelor ce lucrează cu temperaturi ridicate (la puțuri de ardere, perete superior și boltă), precum și în părțile superioare ale grătarelor generatoarelor Martin, și în alte locuri cu solicitări termice deosebite

Brevet R.S. România nr. 47873

Autori : ing. *Nicolae Deică*
ing. *Gh. Gheorghiu*
și *Sergiu Popa*

Mașină de tăiat și zdrobit roci

Invenția se referă la o mașină cu ajutorul căreia se realizează tăierea, concomitent cu zdrobirea rocilor dure și semidure, pentru a le aduce la granulația necesară prelucrării lor

Mașina folosește o pereche de tamburi care se rotesc cu viteze periferice diferite și care sînt prevăzuți cu un număr inegal de dinți, spațiile dintre dinți fiind întrerupte de trei rînduri de plăci tăietoare, care alternează cu trei rînduri de plăci de rigidizare, în dinții fiecărui tambur fiind executate canale corespunzătoare trecerii acestor plăci în dinții tamburului opus.

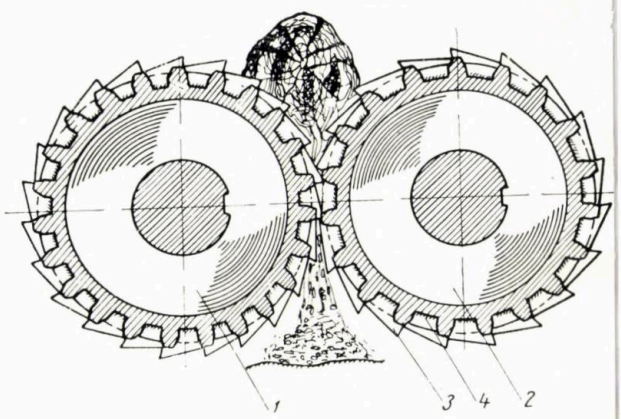


Fig. 1

Mașina de tăiat și zdrobit roci (fig. 1) se compune din doi cilindri *1* și *2* care se rotesc cu viteze periferice diferite, prevăzuți pe toată lungimea cu un număr inegal de dinți de formă trapezoidală și a căror distanță axială poate fi reglabilă, asigurînd o zdrobire în condiții optime a materialelor, prin faptul că materialul prins între dinții tamburului cu viteză periferică mică este zdrobit de dinții tamburului cu viteză periferică mare.

Operația de tăiere în lungime a rocilor este realizată prin trei rînduri de plăci tăietoare *3* sudate la baza dinților și care au o înălțime mai mare decît a acestora ; plăcile *3* alternează cu alte trei rînduri de plăci *4*, care nu depășesc înălțimea dinților și care au dublu rol : de a se înfige în material, imobilizîndu-l în timpul operației de tăiere, și de a rigidiza dinții.

Invenția prezintă următoarele avantaje :

- asigură o zdrobire a rocilor, concomitent cu tăierea lor în plan transversal ;
- este de construcție simplă și robustă.

Brevet R. S. România, 47947
Autor : ing. *Crețu Ctin.*

Procedeu de confecționare a formelor pentru turnarea unor piese cu simetrie spațială

Invenția se referă la modul de secționare și de îmbinare a formelor pentru turnarea unor piese avînd o configurație cu simetrie spațială ca, de exemplu, piese de tipul arborilor cotiți în spațiu.

Procedeul este caracterizat prin aceea că secționarea modelului piesei sau a cochilei de turnare sau a matriței pentru confecționarea modelului fuzibil se face de-a lungul planelor de simetrie spațială a piesei, obținîndu-se, în acest fel, părțile principale ale formei, ale cochilei sau ale matriței respective. Anexele tehnologice ca, de exemplu, canalele de turnare, maselotele, epruvetele, canalele auxiliare etc. se dispun astfel, încît să fie secționate de planele principale de simetrie.

În scopul confecționării formelor de turnare, se secționează modelul piesei sau al cochilei de turnare, după planele de simetrie spațială ale piesei, ce trec prin porțiunile cilindrice ale usurilor *2* și ale manetoanelor *3*, golul fusurilor și manetoanelor obținîndu-se cu ajutorul unui miez mic *4*, care se repetă dentic în toate porțiunile cilindrice găurite ale arborelui fig. 1).

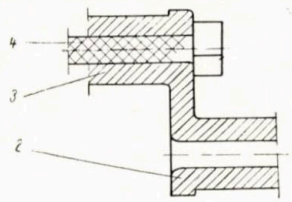


Fig. 1

Cele trei miezuri principale *5*, *6* și *7*, obținute prin secționarea modelului și care alcătuiesc forma de turnare, se introduc pentru asigurarea stabilității în marca respectivă prevăzută într-o formă *8*, confecționată din amestec de formare, sau într-un dispozitiv metalic *9* (fig. 2).

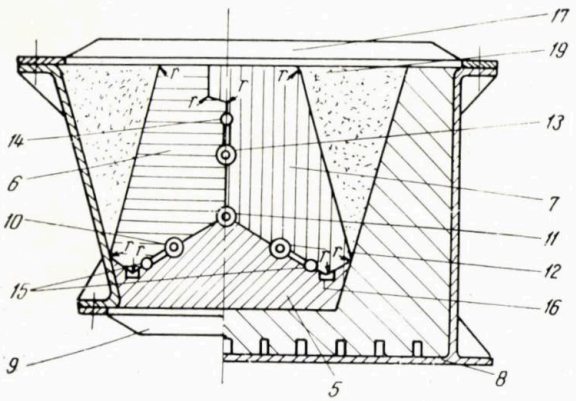


Fig. 2

În miezurile principale sînt imprimate mărcile pentru fixarea miezurilor mici *10*, *11*, *12* și *13*, rețeaua de turnare la canalele *15*, simetrice cu rețeaua *14*, servind la împiedicarea deformării piesei, prin echilibrarea contracției nesimetrice a rețelei *14* și amprenta *16*, care este un șanț pentru colectarea sfărîmăturilor rezultate din amestecul de formare, produse eventual în timpul asamblării.

Mărcile prevăzute cu posibilitatea de fixare, ale miezurilor mici *12* și *13*, sînt teșite printr-o suprafață plană, înclinată la 60°, cu scopul de a permite montarea miezului principal *7*, care se introduce după o direcție convenabilă după care se completează golul exterior cu umplutura de nisip *19* și se bulonează pe formă capacul nervurat *17*.

Verificarea orientării corecte a miezurilor mici *12* și *13* la montarea lor în miezurile principale *5* și *6* se face cu ajutorul unui șablon.

Procedeul folosește, în vederea asamblării părților principale ale formei cochilei sau ale matriței printr-o autocentrare spațială care să împiedice orice deplasare relativă transversală sau longitudinală, niște suprafețe tronco-piramidale de conducere și așezare, larg dimensionate, care pot fi imprimate în masa amestecului de formare sau uzinate în părțile metalice ale cochilei sau ale matriței sau eventual ale ramei de formare.

Conform invenției, toate muchiile și colțurile tehnologice ale formei miezului sau cojii, confecționate din amestec de formare care nu aparțin direct de piesa turnată, se rotunjesc cu o aceeași rază *r* însă de la început, cu scopul de a reduce la minimum pericolul de formare, prin manipulare, a sfărîmăturilor rezultate din amestecul de formare și implicit de formarea unor incluziuni nemetalice în piesa turnată și de interpunerea sfărîmăturilor între suprafețele de asamblare.

Invenția prezintă următoarele avantaje :

— micșorarea numărului părților și în special al miezurilor din care se compune forma, ceea ce determină simplificarea fabricației și a montajului, evitarea greșelilor, mărirea preciziei de fabricație și de asamblare a formei de turnare, micșorarea rebuturilor și a prețului de cost al piesei turnate ;

— mărirea preciziei piesei, deci micșorarea adaosurilor de prelucrare, prin micșorarea numărului părților componente ale formei, prin asamblarea de precizie, prin autocentrarea reciprocă a părților formei, prin eliminarea sfărîmăturilor rezultate din amestecul de formare prin rotunjiri tehnologice la muchii și colțuri și prin posibilitatea de aplicare a procedeului la metodele de formare și turnare de precizie ;

— posibilitatea de aplicare, în general, a procedeului la orice metodă de formare-turnare, uzuală sau de precizie, cu sau fără mecanizare-automatizare, în rame de formare, în miezuri, în coji, în cochile metalice,la construirea matrițelor pentru turnarea de modele fuzibile din orice material și folosind orice fel de amestec de formare etc.

Brevet R.S. România nr. 47137
Autor : ing. *Wanyorek C-tin*

V. VULCU şi AL. MANIU. **Bazele proiectării sectoarelor de prelucrare la cald a metalelor**. Braşov, Tipografia Institutului politehnic, 1966, 360 pag.

Cartea publicată de Institutul politehnic — Braşov vine să completeze cunoştinţele studenţilor în domeniul documentării în ceea ce priveşte proiectarea sectoarelor de prelucrare la cald a metalelor (turnătorii, forjă, laminare, trefilare,tratamente termice).

Manualul începe cu un capitol de noţiuni generale asupra proiectării în care sînt analizate pe larg problemele privind fazele de proiectare, amplasarea sectoarelor prelucrătoare la cald în ansamblul planului general al unei uzine constructoare de maşini sau siderurgice, regimul de lucru şi fondul anual de timp. Partea privind fazele de proiectare fiind elaborată în conformitate cu dispoziţiile H.C.M. nr. 1248/62 este în prezent depăşită, deoarece în conformitate cu prevederile H.C.M. nr. 3060/66 s-a renunţat la proiectarea în trei faze (STE, PA, PE), eliminîndu-se faza de proiect de ansamblu.

În capitolele II, III şi IV autorii fac o analiză detaliată a principiilor de proiectare a turnătoriilor. Sînt expuse, pe larg, procesele tehnologice şi utilajele specifice turnătoriii, precum şi problemele privind instalaţiile energetice, numărul de muncitori, indicatorii tehnico-economici.

Este de apreciat încercarea autorilor de a introduce în acest manual maşinile de turnătorie româneşti, după normele interne ale I.C.T.C.M., dar aceasta nu trebuie limitată numai la maşinile de format şi cele de împuşcat miezuri, întrucît norme de acest gen există şi pentru cuptoare de topire, oale de turnare, amestecătoare, site poligonale, dezbătătoare etc.

Lucrarea ar fi fost şi mai completă dacă aceste capitole cuprindeau elemente privind proiectarea secţiilor de turnători care folosesc metode speciale de formare-turnare (modele uşor fuzibile, forme-coajă, turnarea sub presiune, turnarea în cochile, turnarea centrifugală).

În capitolele V, VI şi VII este expusă metodologia de proiectare a secţiilor de forjă, laminare şi trefilare. De asemenea sînt expuse elemente privind tehnologia, calculul utilajului de bază şi auxiliar, calculul numărului de muncitori, determinarea consumurilor de metal, combustibil şi energie, precum şi indicii tehnico-economici principali ai secţiilor.

În capitolul VIII se prezintă proiectarea şi organizarea secţiilor de tratamente termice, folosindu-se o metodologie similară.

Partea privind organizarea atelierelor pentru tratament termic primar nu conţine însă şi elementele necesare proiectării unei asemenea secţii în cadrul turnătoriilor, ţinîndu-se cont şi de specificul amplasării acesteia în fluxul tehnologic din curăţătorie.

Capitolul X este destinat analizei conţinutului şi elaborării părţii economice a proiectului. Capitolul cuprinde toţi indicatorii economici necesari în vederea eficienţei economice a investiţiei, cu observaţia că ar fi fost utilă o dezvoltare a părţii I, cap. 3 din devizul general (pag. 345) prin prezentarea schematică a modului de organizare a unui deviz pe obiect.

În concluzie, manualul, privit în ansamblu, constituie o documentaţie de bază pentru elaborarea proiectelor de an şi de diplomă de către studenţii facultăţilor de metalurgie şi mecanică, care au secţii specializate de prelucrări la cald.

Ing. *C. Scorţea*

Special report 95—Heat treatment of metals (Tratamentul termic al metalelor). Londra, The Iron and Steel Institute, 1966, 202 pag.

În lucrare sînt centralizate referatele prezentate la prima sesiune a „Comitetului de tratament termic" (Heat Treatment zoint Committee) de la The Iron and Steel Institute şi de la The Institute of Metals, sesiune care a avut loc la Londra, în zilele de 14 şi 15 decembrie 1965.

Referatele au fost împărţite în trei categorii şi anume:

1. Aspecte ştiinţifice: Tratamentul termic al oţelurilor carbon moi; Legătura dintre tratamentele termice izoterme şi cu răcire continuă, aplicate la oţeluri slab aliate, şi importanţa lor practică; Tratamentul termic al metalelor neferoase; Durificarea oţelului prin precipitare; Atmosfere controlate pentru tratamentul termic al metalelor.

2. Tehnologia tratamentului termic: Tratamentul de suprafaţă al organelor de maşini; Aspectele controlului de calitate în tratament termic; Tratamentul termic ca un element ajutător în sudură; Echipament pentru tratamentul termic al benzilor din metale neferoase în linie continuă; Recoacerea continuă a benzilor din oţel moale.

3. Utilaj de tratament termic: Secţie de tratament termic pentru producţia mare de oţel; Părerile operatorilor în privinţa construcţiei cuptoarelor de tratament termic pentru metale neferoase; Transmisia de căldură în cuptoare de reîncălzire şi de tratament termic: progrese recente; Influenţa produsului asupra construcţiei cuptorului; Table groase călite şi revenite şi utilajul aferent.

Referatele au fost prezentate de specialişti cunoscuţi în domeniul metalurgiei fizice şi al tratamentelor termice, activînd în institute de cercetări, uzine siderurgice şi constructoare de maşini din Marea Britanie.

Referatele sînt independente şi acoperă numai o parte restrînsă din domeniul tratamentelor termice. În acelaşi timp însă, problemele tratate sînt unele din cele mai importante, iar referatele reflectă stadiul actual al cunoştinţelor şi al realizărilor în domeniile respective.

Deosebit de interesante sînt referatele tratînd probleme teoretice (ştiinţifice) şi, în mod special, cele privind tratamentul termic al oţelurilor carbon moi, precum şi durificarea oţelului prin precipitare. Tratamentul termic al oţelurilor carbon moi a fost aplicat de-abia în ultimul timp şi, de aceea, este importantă stabilirea bazelor metalurgice. În referat sînt arătate diagramele de transformare şi caracteristicile mecanice obţinute prin diverse tratamente termice ale oţelurilor carbon moi (normalizare, călire în apă şi în ulei, îmbunătăţire), durificarea feritei şi factorii de care depind, proprietăţile de ductibilitate şi rezilienţa după tratament termic, precum şi influenţa metodei de elaborare a oţelului. În referatul care analizează durificarea oţelului prin precipitare sînt tratate atît durificarea secundară, cît şi durificarea prin compuşi intermetalici, cu exemplificări pentru oţelurile cele mai caracteristice (oţeluri ferito-perlitice, oţeluri bainitice, oţeluri martensitice, oţeluri austenitice).

Din categoria referatelor care tratează tehnologia tratamentului termic se menţionează cel privind tratamentul de suprafaţă al organelor de maşini (cu date tehnologice detaliate privind cementarea şi nitrurarea), precum şi cel privind recoacerea continuă a benzilor din oţel carbon moale, în care se analizează cele mai noi realizări în domeniul recoacerii continue a benzilor destinate tablelor cositorite, tablelor zincate şi tablelor pentru ambutisare extraadîncă.

Într-un referat de sinteză se analizează bazele proiectării secţiilor de tratament termic, arătîndu-se caracteristicile constructive ale diverselor cuptoare şi criteriile de alegere a acestora în funcţie de felul produsului şi felul tratamentului termic. De asemenea, prezintă interes deosebit referatul privind subsecţia de îmbunătăţire a tablelor groase de la Colrilles, în care sînt descrise utilajele de bază (cuptoare, presă de călire), precum şi rezultatele obţinute prin călirea şi revenirea tablelor din oţeluri aliate.

Referatele sînt însoţite de bibliografii bogate şi la fiecare categorie de referate sînt prezentate discuţiile ce au avut loc în cadrul sesiunii pe marginea referatelor respective.

Prin faptul că în general referatele tratează probleme deosebit de importante şi reflectă stadiul actual al cunoştinţelor în domeniile respective, lucrarea poate fi considerată valoroasă şi utilă pentru specialiştii din uzine şi din institutele de cercetări.

Ing. *A. Lederer*

B. I. MAIDANCIC. **Analiza muncii în turnătorii.** Moscova, Maşinostroenie, 1967, 50 pag.

Editura sovietică Maşinostroenie, avînd în vedere acţiunea de perfecţionare a proceselor de producţie, a inclus în planul de apariţii şi de perspectivă o serie de publicaţii cu scopul analizării economice a muncii în diferitele sectoare de producţie.

S-au publicat sau se vor publica lucrări de analiza muncii în secţii, de rentabilizarea secţiilor sau sectoarelor, de rentabilizarea produselor, de ridicarea calităţii diferitelor agregate, de organizare mai judicioasă, de depistarea rezervelor de producţie etc. Din prima grupă face parte şi lucrarea lui B. I. Maidancic.

Fiind o temă deosebit de actuală şi neabordată pînă în prezent, redacţia de specialitate a asigurat calitatea cărţii prin alcătuirea unui colectiv valoros de redactare (Prof. univ. dr. docent V.I. Ganştaka şi Prof. P.A. Jukov), precum şi prin recrutarea unui recenzor ştiinţific valoros, în persoana Prof. dr. docent V.I. Sestopal, o reputată personalitate ştiinţifică sovietică în proiectarea turnătoriilor.

Lucrarea cuprinde : „Particularităţile tehnico-economice ale producţiei de piese turnate", Analiza tehnică şi economică a nivelului producţiei", „Analiza volumului producţiei şi a rezervelor interne", „Analiza indicatorilor de muncă", „Analiza maselotelor şi a randamentului de utilizare a metalului lichid", „Organizarea ştiinţifică a muncii în secţii".

Într-un volum relativ redus se sintetizează o întreagă serie de probleme tehnico-economice, bogat exemplificate cu material tabelar. Sînt prezente în lucrare diferite exemple din uzinele sovietice cu nivelul producţiei înainte de analiză şi cu performanţele după aplicarea unor metode care s-au impus în urma studiului. Foarte edificatoare în acest sens sînt datele privind măsurile care se impun pentru mărirea cantităţii de piese turnate din unitatea de metal lichid.

Avînd în vedere faptul că şi în ţara noastră se desfăşoară de cîţiva ani o susţinută acţiune de ridicare a nivelului economic în industrie, ideea editurii sovietice poate fi folosită şi sub semnul amplificării seriei iniţiate de Institutul central de documentare tehnică privind organizarea ştiinţifică în diferite industrii, în sensul aprofundării diferitelor probleme din tematica în discuţie.

Ing. *C. Rădulescu*

G. BERGER. **La dilatométrie différentielle appliquée à l'étude des aciers** (Dilatometria diferenţială aplicată la studiul oţelurilor). Dunod, Paris, 1965, 132 pag.

Studiul transformărilor structurale care au loc în oţeluri şi determinarea unor puncte critice sau caracteristice impun utilizarea unor metode experimentale foarte variate. Însă, cele mai des folosite sînt metodele bazate pe controlul variaţiei unor proprietăţi fizice în funcţie de natura fazelor sau a constituenţilor metalografici prezenţi.

Asemenea metode, puse la punct, sînt cele bazate pe variaţia unor proprietăţi magnetice, ale coeficientului de dilatare termică, ale rezistivităţii electrice, precum şi altele.

Alegerea unei sau altei metode este determinată, în primul rînd, de natura transformărilor ce se urmăresc a fi puse în evidenţă, de particularităţile cinetice ale transformării respective, de sensibilitatea şi precizia aparaturii, precum şi de alţi factori în legătură cu obiectivele cercetării. De aceea, în general nu se poate vorbi despre o tehnică experimentală totdeauna superioară altora. Din contra, cercetătorul este, de regulă, nevoit să recurgă la mai multe metode experimentale, pe care să le folosească în paralel sau selectiv, în vederea asigurării certitudinii necesare a datelor experimentale.

Dintre metodele menţionate, metoda dilatometrică este larg utilizată în laboratoarele de control şi cercetare a oţelurilor.

În lucrarea de faţă, autorul prezintă posibilităţile de aplicare a dilatometriei diferenţiale la studiul oţelurilor, oferind astfel sinteza unei practici îndelungate în laboratoarele franceze din acest domeniu.

În prima parte a cărţii se prezintă aparatura şi diferitele procedee tehnice. Această parte este alcătuită din trei capitole.

Primul capitol conţine o expunere schematică a principiilor metodei, a dilatometrului diferenţial Chevenard şi a unor dilatometre speciale. Despre particularităţile curbelor dilatometrice se discută în cadrul capitolului al 2-lea.

Capitolul al 3-lea este unul din capitolele mai interesante ale cărţii, conţinînd indicaţii utile privind prelucrarea şi valorificarea curbelor dilatometrice. Din păcate, autorul trece mult prea repede peste curbele dilatometrice obţinute la studiul transformărilor izoterme şi la răcirea continuă a austenitei.

Partea a doua este formată din opt capitole consacrate diferitelor aplicaţii ale dilatometriei diferenţiale la studiul oţelurilor şi al fontelor.

După o expunere schematică asupra structurii şi proprietăţilor fazelor obişnuit prezente în aliajele Fe-C (cap. 4), autorul trece, în cadrul capitolelor următoare, la prezentarea curbelor obţinute prin cercetarea diferitelor oţeluri şi fonte, în vederea urmăririi modificărilor structurale cauzate de aplicarea unor tratamente termice sau a unor prelucrări prin deformare plastică. Astfel, în capitolul 5 sînt menţionate o serie de particularităţi ale curbelor dilatometrice diferenţiale determinate de detensionarea produselor ecruisate, de devansarea punctului Curie, de revenirea oţelurilor călite şi de procesele de punere în soluţie sau de precipitare a carburilor.

Cîteva exemple de curbe dilatometrice obţinute în cazul fontelor sînt comentate în cadrul capitolului 6.

În capitolul 7 se prezintă curbele dilatometrice determinate la un oţel aliat de scule şi la un oţel rapid, exemplificîndu-se astfel posibilităţile metodei diferenţiale în ceea ce priveşte sesizarea unor puncte caracteristice la asemenea materiale.

Punerea în evidenţă a unor fenomene care se observă la oţelurile inoxidabile feritice cu 13, 17, 24 şi 30% Cr cu ajutorul curbelor dilatometrice diferenţiale, este prezentată în cadrul capitolului 8. Astfel, se arată modul de stabilire a punctului Curie la aceste oţeluri, modul de determinare a unor puncte critice la încălzirea şi răcirea unor oţeluri cu 12 şi 17% Cr, formarea austenitei la temperaturi foarte înalte în cazul oţelurilor cu 25% Cr şi 0,2% N.

Ultimele trei capitole conţin exemplificări de utilizare a metodei dilatometrice diferenţiale la studiul oţelurilor crom-nichel 18 —10, 25 — 20 şi altele, la cercetarea proceselor de durificare prin precipitare în cazul oţelurilor inoxidabile cu 0,15 — 0,40% C şi cu adaosuri de elemente formatoare de carburi, precum şi la studiul unor oţeluri austenito-feritice.

În cele expuse mai sus s-a arătat, în mod succint, domeniile pentru care se pot găsi date şi exemple interesante privind aplicarea metodei dilatometrice diferenţiale.

Prin materialul pe care îl prezintă şi comentează în paginile ei, lucrarea este unică, se pare, în literatura de specialitate.

Scrisă într-o formă accesibilă unui cerc larg de ingineri şi tehnicieni, lucrarea este utilă tuturor celor care utilizează în lucrările experimentale procedeele metodei dilatometrice.

Consacrată prezentării uneia din metodele de analiză a transformărilor structurale în aliajele fierului, lucrarea s-ar fi caracterizat cu un nivel ştiinţific superior, dacă autorul ar fi expus, cel puţin în cadrul unui capitol, aspectele fizice fundamentale ale dilatării materialelor metalice.

Se consideră, de asemenea, că ar fi fost utilă ataşarea la această lucrare a unor anexe cu dilatograme şi chiar tabele cu date asupra punctelor critice ale unor oţeluri şi asupra altor puncte caracteristice şi fenomene decelate cu ajutorul acestei metode. Aceasta ar fi permis unui cerc larg de cititori să le utilizeze la aprecierea proprietăţilor unor materiale metalice, a perspectivelor utilizării în practica industrială a acestor materiale, precum şi a posibilităţilor aplicării unor noi scheme tehnologice de prelucrare la cald.

Cu toate aceste absențe în structura cărții, ea rămîne o monografie utilă tuturor celor care trebuie să aplice în activitatea lor de control al calității sau de cercetare metoda dilatometrică diferențială. Ea poate fi recomandată și studenților care se specializează în problemele metalurgiei fizice și ale tratamentului termic al aliajelor feroase.

Dr. ing. *B. Rotenstein*

W. E. Hoare., E. S. Hedges și B. T. K. Barry. **The Technology of Tinplate** (Tehnologia tablei cositorite). Londra, Edward Arnold Ltd, 1965, 420 pag.

Deși fabricarea și utilizarea tablei cositorite a luat o dezvoltare considerabilă în ultimii ani, pînă în prezent aceste probleme erau tratate numai în manuale generale de siderurgie sau în articole de specialitate. Din acest motiv, problemele erau tratate fie prea sumar, fie numai sub anumite aspecte limitate. Lucrarea recenzată este prima din literatura tehnică care-și propune studiul în ansamblu al tuturor problemelor legate de tabla cositorită.

Printr-o sistematizare foarte judicioasă și o expunere clară, problemele sînt tratate în ordinea fluxului tehnologic.

Capitolul I cuprinde generalități: istoricul producției de tablă cositorită în principalele țări producătoare, istoricul metodelor de fabricație și utilizările tablei cositorite.

Capitolul al II-lea cuprinde pe scurt secvența procesului tehnologic, metodele de fabricație a diferitelor tipuri de oțeluri, precum și caracteristicile acestora, exploatarea, elaborarea și proprietățile cositorului.

În capitolele al III-lea și al IV-lea sînt tratate laminarea la cald a benzilor și , respectiv, decaparea benzilor laminate la cald. Sînt arătate tipurile de laminoare de benzi la cald, utilajele caracteristice și elementele de bază ale procesului tehnologic, cu exemple concrete de la instalații moderne. Decaparea benzilor este tratată foarte detaliat, pornind de la componența stratului de țunder și dependența acestuia de factorii tehnologici și arătîndu-se caracteristicile procesului tehnologic, precum și construcția liniilor continue de decapare.

Laminarea la rece este analizată sub toate aspectele în capitolul al V-lea. După bazele metalurgice ale procesului de laminare și dresare (influența laminării și recoacerii asupra structurii, recristalizare, îmbătrînire etc.) sînt descrise tipurile de laminoare, cu caracteristicile utilajelor și elementele constructive. Capitolul cuprinde cele mai noi probleme din domeniul laminării la rece (laminarea cu șase caje, dublă reducere, reglarea automată a grosimii, aparatura de măsură etc.) și este completat cu descrierea liniilor continue de inspecție și a liniilor de tăiere în foi.

În capitolul al VI-lea se analizează recoacerea benzilor. După ce sînt arătate problemele legate de curățarea și degresarea benzilor, se tratează diverse tipuri de instalații de recoacere (cuptoare clopot, linii continue de recoacere), cu descrierea completă a utilajelor și tehnologiei de tratament. Capitolul cuprinde, de asemenea, aspectele metalurgice ale recoacerii, recoacerea rulourilor deschise, atmosfere de protecție, defecte de recoacere.

Capitolele al VII-lea și al VIII-lea tratează pe larg cositorirea la cald și, respectiv, cositorirea electrolitică a benzilor. Sînt analizate toate aspectele (metalurgice, tehnologice, constructive) și exemplele indicate se referă la instalații moderne. Este de remarcat prezentarea clară a problemelor chimice și metalurgice, precum și expunerea foarte completă a procesului de cositorire electrolitică.

În capitolele al IX-lea și al X-lea sînt analizate structura stratului de acoperire cu cositor și, respectiv, coroziunea tablei cositorite. Compoziția și caracteristicile structurale sînt studiate pe baza unor diagrame și microfotografii foarte clare și reprezentative. Sînt arătate efectele de coroziune ale diverșilor agenți, măsurile suplimentare pentru prevenirea coroziunii, precum și probele moderne de coroziune.

Capitolul al XI-lea cuprinde încercările mecanice, chimice și fizice ale tablelor cositorite, cu descrierea metodelor de luare a probelor, a tipurilor de probe, a aparaturii folosite și a tehnologiei de efectuare a încercărilor.

În capitolul al XII-lea sînt arătate cîteva aspecte comerciale (mase unitare, dimensiuni uzuale, prescripții de calitate, grosimea și tipul stratului de cositor, calități uzuale, metode de împachetare), iar în anexă sînt prezentate cifre statistice privind producția de tablă cositorită.

La fiecare capitol este anexată o bibliografie foarte bogată, iar un index alfabetic completează lucrarea.

În ansamblu se poate considera că lucrarea recenzată este deosebit de valoroasă. Printr-o sistematizare avansată și un stil clar, sînt prezentate toate problemele legate de fabricarea tablei cositorite. Deși lucrarea are în general un caracter practic, nu sînt neglijate nici aspectele teoretice ale problemelor. O altă calitate a cărții constă în faptul că reflectă cele mai noi realizări și ultimul stadiu al cunoștințelor în domeniul tablelor cositorite. Lucrarea poate fi folosită de un cerc larg de specialiști din industria siderurgică, precum și din industriile care folosesc tabla cositorită.

Ing. *A. Lederer*

A. Schulenburg. **Giesserei-lexikon** (Lexicon de turrătorie). Berlin, Ed. Schiele & Schön, GMbH, ediția a V-a, 1967, 1144 pagini, circa 1000 figuri și diagrame, circa 7 000 termeni, formatul lexiconului 17 × 24 cm

Prin apariția celei de-a V-a ediții a lucrării GIESSEREI-LEXIKON, literatura tehnică din domeniul turnării metalelor dobîndește o prețioasă lucrare, de mare actualitate, care vine în sprijinul muncii de informare în vasta terminologie tehnică de specialitate.

Cuvintele tehnice se înmulțesc cu o viteză similară dezvoltării tehnicii moderne. Terminologia tehnică creează continuu neologisme și atribuie vechilor termeni înțelesuri noi. Față de prima ediție a Giesserei-Lexikon, editată în 1958, la ediția a V-a, adăugată și actualizată, volumul cărții a crescut de la 800 la 1 144 pagini, iar numărul titlurilor și rezumatelor a sporit de la 5 000 la peste 7 000, la care au fost anexate peste 100 de noi figuri.

Specialistul are nevoie, pe lîngă termenii de specialitate, de un număr mare de noțiuni tehnico-științifice, adiacente domeniului său. Căutarea acestor termeni trebuie să fie ușoară, eficientă și rapidă. Întrunirea într-un singur dicționar tehnic a unui număr mare de termeni, care formează limbajul specific turnătorilor, rezultat din practica și teoria acestei discipline, este realizată de prezentul lexicon de turnătorie.

Volumul mare de material științific din domeniul turnării metalelor este prezentat într-o formulare clară, laconică dar precisă, însoțită de numeroase schițe, diagrame, fotografii și, mai ales, de date sub formă de tabele. În multe cazuri s-a acordat explicațiilor un spațiu suficient de larg, așa încît cititorul să găsească în lexicon prima informație de orientare de care are nevoie cînd i se prezintă o problemă nouă, fără a mai fi nevoie să caute în literatura de specialitate care este foarte dispersată și necesită timp. În text sînt date și unele surse bibliografice care pot fi folosite pentru aprofundarea unor probleme.

Termenii de specialitate sînt tratați nu numai în mod abstract, pe lîngă datele numerice fiind date și importante indicații și sfaturi practice. Pentru noțiunile teoretice (fenomene, legi etc.) sînt date formulări concise însoțite, unde este cazul, de relații matematice.

Lucrarea dă răspunsuri precise referitoare la: structura diverselor aliaje, domeniile turnării fontei, ale oțelului, ale fontei maleabile, ale metalelor grele, ale metalelor ușoare, turnarea în cochile, rețele de alimentare, rebuturi și cauzele acestora, elaborarea metalelor și prelucrarea ulterioară. De asemenea, sînt explicate o serie de fenomene, legi, reguli, reacții, operații, procese, procedee, unități de măsuri, aparate și instrumente de măsurat folosite sau întîlnite în turnătorie.

Textele publicate sînt originale. Ele se bazează fie pe cunoștințele și experiența autorului și a colaboratorilor săi,

fie pe surse primare de informație, ca: articole de specialitate, tratate sau standarde. În general, s-a folosit literatura tehnică după anul 1950.

Lucrarea se încheie cu lista, în ordine alfabetică, a materialelor specifice folosite în turnătorii, precum și a firmelor de unde se pot procura acestea.

Giesserei Lexikon este un ghid practic deosebit de valoros, indispensabil fiecărui metalurg interesat în probleme de turnătorie.

Ing. *Ecaterina Spleiss*

V. G. Fomin. **Biudjet vremeni naucinovo rabotnika** (Fondul de timp al cadrelor științifice). Editura „Știința" — filiala Sibirsk, Novosibirsk, 1967, 115 pag.

Volumul activității de cercetare științifică a crescut foarte rapid de la începutul celui de-al doilea război mondial. Astfel, numărul total de cadre folosite în prezent în instituțiile științifice și de învățămînt superior este de peste 2,5 milioane oameni, dintre care 660 000 cadre științifice (U.R.S.S. — datele anului 1965), față de 10 000 cît erau în urmă cu 20 ani, ceea ce reprezintă de 60 ori mai mult. Această creștere reflectă convingerea generală că sporirea activității de cercetare și de dezvoltare poate contribui, în mare măsură, la ridicarea nivelului productivității muncii, la dezvoltarea economică și la realizarea diferitelor obiective economice. Munca de cercetare științifică, prin caracterul său deosebit, determină deosebiri esențiale față de celelalte forme de activități de utilitate socială. De aceea studiul fondului de timp al cercetătorilor științifici este una din metodele prin care se pot releva rezervele de creștere a productivității muncii (rezervele fondului de timp).

Scopul principal al cărții recenzate este de a prezenta date privind fondul de timp al cercetătorului științific și a dovedi importanța practică a folosirii acestor date pentru evaluarea relativă a eficacității utilizării judicioase a timpului de lucru și a timpului liber.

Cele trei capitole ale lucrării (Cap. I — Importanța și metodele de cercetare ale fondului de timp, Cap. II — Fondul de timp al cercetătorului științific și Cap. III — Modificarea fondului de timp și evidențierea particularităților muncii de cercetare) sînt dezvoltate pe baza datelor concrete ale unor statistici oficiale privind fondul de timp, efectuate în cursul anilor 1959 și 1962. Se prezintă tipul de formulare ce au fost completate în institutele de cercetări și schema detaliată privind structura fondului de timp pentru cercetare.

În prima anchetă efectuată au fost atrași 88 oameni (20 vîrstnici și 68 tineri — dintre care 10 candidați în științe), pentru care s-a executat fotografierea zilei calendaristice în decursul unei săptămîni. Rezultatele, comentate pe larg și prezentate sub formă de tabele centralizatoare ușor de urmărit, arată relațiile și dependențele dintre cîștigul mediu realizat și calificarea cercetătorului științific, media zilnică a consumului de timp în munca de cercetare cu calificarea și vîrsta cercetătorului științific, timpul ocupat cu activitatea casnică în funcție de vîrsta și sexul cercetătorului științific. Concomitent se fac diverse comentarii asupra fiecărui element al timpului în afara muncii, din diferite puncte de vedere, pentru determinarea unui timp liber mai mare.

Autorul prezintă și comentează în continuare rezultatele anchetei din anul 1962, efectuată pe un număr de 142 cercetători științifici, evidențiind corelația dintre creșterea consumului de timp pentru munca de bază și creșterea calificării cercetătorului, precum și corelația dintre scăderea timpului ocupat cu cultura fizică și sportul (timpul de odihnă activă) din ziua de lucru, cu creșterea vîrstei, respectiv cu creșterea calificării.

Capitolul III cuprinde istoricul consumurilor de timp în institutele de cercetări în decursul anilor, începînd cu anul 1925. Se arată că față de nivelul anului de referință, unele consumuri de timp nu au suferit modificări, cum este de exemplu consumul de timp pentru transportul la locul de muncă. În legătură cu aceasta, se relevă dificultățile de transport în orașele mari, puternic dezvoltate, și se semnalează faptul că într-un viitor mai apropiat, datorită ritmului de creștere a populației la orașe, timpul de transport se va mări. De asemenea, se accentuează faptul că munca intelectuală și în mod special munca științifică cere o activitate încordată a sistemului nervos, drept care se impune respectarea aproape cu strictețe a unui timp minim pentru somn, cu efect hotărîtor atît asupra sănătății, cît și asupra randamentului muncii. Se dau cifre orientative, valabile în urma prelucrării datelor anchetei.

Într-un subcapitol separat se dezvoltă și problema diferențierii muncii de cercetare după profesii (în ramuri diferite, în cadrul aceleiași ramuri, în cadrul întreprinderilor) și după împărțirea teritorială. În legătură cu această problemă, autorul arată, ca o necesitate obiectivă, cumularea muncii de cercetare cu munca didactică (de profesor), astfel încît munca științifică socială să se exprime nu numai în cunoașterea proceselor în influențarea lor ci și în împărtășirea acestor cunoștințe în mod direct prin intermediul catedrei.

Dat fiind că se bazează pe date statistice concrete lucrarea este interesantă, studiul fondului de timp ridicînd un complex de probleme legate de organizarea activității științifice.

Ca un corolar al acestui studiu apare necesitatea îmbunătățirii în mod concret a activității institutelor de cercetare.

Ing. *Aurelia Botnar*

Conferința internațională de metalurgia pulberilor

Între 20 și 24 septembrie a. c. au avut loc la Cracovia — Republica Populară Polonă, lucrările celei de-a II-a conferințe internaționale de metalurgia pulberilor, organizată de specialiștii polonezi.

S-au prezentat inițial lucrările cu preocupări teoretice fundamentale și de ordin general, dintre care se menționează : „Situația metalurgiei pulberilor în industria și tehnica modernă", „Obținerea semifabricatelor prin metoda metalurgiei pulberilor", „Cercetări privind cinetica sinterizării în sistemul fier-cupru", „Produse laminate obținute prin tehnica metalurgiei pulberilor" etc.

Lucrările conferinței au continuat, grupate pe diferite domenii.

Astfel în domeniul obținerii și al caracterizării pulberilor metalice se menționează referatele : „Sferoidizarea pulberilor metalice și nemetalice cu ajutorul plasmei", „Sferoidizarea metalelor cu puncte de topire coborîte", „Obținerea pulberilor de fier prin metoda reducerii din oxizi", „Metodă manometrică rapidă pentru determinarea suprafeței specifice a pulberilor" etc.

În grupa problemelor privind produsele sinterizate din pulberi de fier și metale neferoase s-au prezentat zece referate, dintre care cu un interes deosebit se pot indica : „Parametri pentru lagăre autoungătoare", „Proprietățile mecanice ale produselor sinterizate la temperaturi ridicate", „Influența adaosurilor nemetalice asupra proprietăților materialelor de frictiune", „Cercetări privind materialele de frictiune din pulberi de fier" etc.

Dintre problemele referitoare la metale cu punct de topire ridicat și carburi metalice, se pot menționa referatele : „Identificarea fazelor structurale din aliajele dure cu ajutorul microsondei", „Cercetări privind aliajele dure cu 6% Co și 94% WC", „Obținerea de monocristale de WC" etc.

Ultima grupă de probleme se referă la materialele ceramice și la produsele metaloceramice. Dintre cele opt referate susținute de delegații din U. R. S. S., R. D. G. și R. P. Polonă se pot menționa : „Produse cu caracteristici electroizolante la temperaturi ridicate", „Observații privind procesul de sinterizare a carburilor de titan și a cermeturilor pe bază de carburi de titan", „Determinarea proprietăților mecanice ale cermeturilor pe bază de nitrură de uraniu și oxizi de uraniu" etc.

În cadrul conferinței s-au prezentat în total 50 referate, numărul delegaților fiind de 185, dintre care circa 90 din R. P. Polonă. Au participat reprezentanți din U. R. S. S., S. U. A., Austria, Belgia, Bulgaria, R. D. Germană, R. F. a Germaniei, R. S. Cehoslovacă, Italia, R.P. Polonă, R. S. F. Jugoslavia. Referatele susținute și discuțiile pe marginea temelor respective s-au purtat la un înalt nivel teoretic, cu comentarii de ordin tehnologic și economic.

Ing. *P. Herșcovici*

Sesiunea științifică de automatizare a Academiei Republicii Socialiste România

În zilele de 16—18 octombrie 1967 a avut loc la București sub auspiciile comisiei de automatizare a Academiei Republicii Socialiste România o sesiune științifică consacrată automaticii, cu o largă participare a specialiștilor care lucrează în acest domeniu, din institutele Academiei, din institutele de cercetare și proiectare departamentale, din învățămîntul tehnic superior și din întreprinderile industriale. De asemenea, au participat oaspeți străini din Cehoslovacia, Anglia și Jugoslavia.

Sesiunea s-a desfășurat sub forma unor comunicări de sinteză, prezentate în ședință plenară, astfel :

— Prof. C. Penescu, membru corespondent al Academiei R. S. România — „Rolul automaticii în progresul tehnic".

— Dr. ing. J. Benes, director al Institutului de teoria informației și automatică-Cehoslovacia — „Automatic configuration control".

— Dr. S. Carlisle, directorul Institutului de cercetări pentru aparatura științifică-Anglia — „Formulation of industrial indevelopment projects through study of production systems".

— Prof. R. Romovici, director al Institutului de automatică și telecomunicații-Jugoslavia — "Some problems of multi-level control".

În continuare activitatea s-a desfășurat sub forma unor discuții libere (mese rotunde) purtate în jurul unei tematici prezentate de cîte un specialist astfel :

Masa rotundă 1 — prof. C. Penescu, membru corespondent al Academiei R. S. România, ing. I. Papadache : „Formarea cadrelor. Întreținerea instalațiilor automate".

Masa rotundă 2 — prof. Gh. Cartianu, membru corespondent al Academiei R. S. România, prof. R. Stere: „Elemente electronice moderne în automatică".

Masa rotundă 3 — ing. S. Florea : „Elemente micropneumatice".

Masa rotundă 4 — ing. G. Ionescu, ing. M. Leon : „Identificarea proceselor".

În afară de acestea, în cele șase secții de specialitate ale sesiunii s-au prezentat următoarele comunicări :

Secția I — Teoria sistemelor automate :

— „Metode matematice de aproximare pentru studiul sistemelor neliniare" (prof. ing. C. Penescu) ;

— „Comportarea dinamică a sistemelor neliniare și teoria lor bazată pe convoluția complexă" (ing. F. Stănciulescu) ;

— „O nouă metodă de sinteză logică structurală a automatelor finite combinaționale cu multe ieșiri " (D. Sandu) ;

— „Stabilirea comportării optimale pe baza funcției de transfer" (acad. prof. dr. ing. A. Avramescu) ;

— „Coduri fără virgulă " (ing. C. Brana) ;

— „Determinarea caracteristicilor dinamice ale instalațiilor automatizate folosind semnale pseudoaleatorii" (ing. C. Ionescu).

Secția a II-a — Elemente și dispozitive de automatizare :

— „Regulatoare numerice RN1 și RN2" (dr. ing. S. Călin și ing.C. Nițu) ;

— „Unele probleme privind dinamica interconexiunii amplificatoarelor fluidice" (ing. S. Florea și ing. I. Dumitrache) ;

— „Generatoare de semnale aleatoare și pseudoaleatoare" (ing. M. Tertișco și ing. G. Ionescu) ;

— „Sensibilitatea relativă a traducătoarelor magnetoelastice la diferite frecvențe" (ing. E. Dodon și ing. D. Buzulica) ;

— „Convertor tensiune-durată și tensiune-frecvență în instalațiile de reglare automată" (ing. St. Gavăț) ;

— „Asupra unui traducător de deplasări unghiulare-amplificator (amplisin) pentru sisteme de urmărire" (dr. ing. D. Teodorescu) ;

— „Dispozitiv de înmulțire cu impulsuri" (dr. ing. T. Mureșan și ing. I. Hoffmann) ;

— „Servomotorul ferorezonant în regim de comandă neliniar" (dr. ing. D. Teodorescu) ;

— „Tahimetru numeric tranzistorizat pentru măsurarea alunecării motoarelor asincrone" (ing. V. Böhn, ing. V. Popescu și ing. T. Teitel) ;

— „Amplificatorul calculatorului analogic CANT" (ing. I. Hoffmann) ;

— „Amplificator operațional de bandă largă tranzistorizat" (dr. ing T. Mureșan) ;

— „Siguranța în funcționare a unor componente electronice supuse încercărilor de durată" (ing. C. Brana și ing. D. Dobrescu) ;

— „Elemente pentru panouri și pupitre" (ing. A. Dunduc, ing. M. Mirea, ing. M. Nistor și ing. A. Thuma).

Secția a III-a — Aplicații industriale ale automaticii :

— „Regulator automat de excitație pentru hidrogeneratoare" (ing. D. Fințescu și ing. E. Lapedatu) ;

— „Problema frînării în instalația de optimizare a conducerii locomotivei Diesel-Electrice DA06O" (ing. E. Goilav) ;

— „Titrare potențiometrică continuă cu elemente pneumatice de joasă presiune" (dr. ing. R. Minges) ;

— „Utilizarea sistemelor autoadaptive pentru stabilirea în condiții optime a sistemului de transport de fluide compresibile prin conducte cu ramificații" (ing. D. Nestorescu) ;

— „Dozaj automat pentru o fabrică de sticlă cavă (ing. G. Buzescu) ;

— „Protecție de distanță cu caracteristică polizonală" (dr. ing. S. Călin);

— „Sistem pentru stilizarea betatronului I.F.A." (S. Haltrich și M. Ianovici);

— „Comandă electronică la linia automată de forjare—laminare" (ing. Fr. Cîmpian);

— „Metodă de aproximare și modelare pe calculator analogic a caracteristicilor indicate ale proceselor cu timp mort" (ing. M. Leon);

— „Comportarea operatorilor de la tablourile de comandă" (ing. N. Mirea);

— „Sistem hibrid de optimizare statică cu explorare continuă" (C. Ghimbu).

Secția a IV-a — Calculatoare și întrebuințarea lor în conducerea proceselor industriale:

— „Automatizarea blocurilor de mare putere și folosirea calculatoarelor în centrale termoelectrice" (ing. I. A. Badea și ing. N. Mircea);

— „Logica secvențială sincronă și aplicațiile la descrierea proceselor logice din calculatorul digital" (ing. F. Stănculescu);

— „Instalație pentru sortarea automată a miezurilor de ferită pentru memorii" (prof. Al. Rogojan);

— „Determinarea repartiției optime a producției de energie electrică pe centralele termo-și hidroelectrice ale sistemului energetic cu ajutorul calculatoarelor cifrice prin metoda calculului variațional" (ing. D. Popescu, ing. I. Zaharia, mat. M. Străinescu și mat. D. Drăgușin);

— „Studiul rețelelor electrice complexe pe baza metodei reducerii, folosind calculatoare electronice cifrice" (ing. Sebast. Ionescu ș. a.);

— „Determinarea producției de energie electrică și a prețului de cost în cadrul sistemelor energetice interconectate" (ing. Mărcuțiu Irina);

— „Aplicarea unui echipament de calcul într-o centrală termoelectrică din R. S. România" (ing. C. Moțoi, ing. C. Niculescu și ing. A. Simon);

— „O metodă pentru organizarea și dimensionarea sistemelor de conducere operativă a producției" (ing. F. Kaszoni, ing. C. Niculescu și ing. S. Schächter);

— „Din problematica automatizării producției organizate pe principiul transportoarelor tehnologice" (ing. G. Cojocaru și ing. Susulescu);

— „Aspecte ale proiectării logice a unui dispozitiv de comandă pentru un calculator de putere medie" (ing. S. Șerban);

— „Calculator analogic MAC—1" (dr. ing. A. Petrescu, dr. ing. M. Guran, ing. I. Șipoș și ing. P. Dimo);

— „Proiectarea transformatoarelor trifazate de putere cu ajutorul calculatoarelor electronice cifrice" — (ing. F. Ipsen).

Secția a V-a — Telemecanica:

— „Concepții, probleme și propuneri în dezvoltarea cercetării în telemecanică" (ing. M. Sîrbu și ing. M. Duma);

— „Considerații asupra unor probleme fundamentale ale studiului științific al sistemelor informaționale" (dr. ing. E. Datcu);

— „Aparatură pentru măsurători asupra erorilor în transmisia de date" (ing. E. Weissmann);

— „Probleme ale realizării unei aparaturi de telemecanică de tip multifuncțional și centralizat" (ing. S. Felea);

— „Transmiterea informațiilor de timp în sistemele de telemecanică și separate în timp" (ing. C. Brana);

— „Dezvoltarea și aplicarea unui echipament de telemecanică cu separare în timp pentru automatizarea unui sistem de transport al gazului metan" (ing. V. Brana);

— „Criteriul întîrzierii de transmisie minime în centralizarea informației de control" (ing. M. Duma);

— „Probabilități de eroare pe canale discrete cu memorie" (ing. V. Cuperman).

Secția a VI-a — Acționări reglabile:

— „Stadiul actual și perspectivele reglării automate a acționărilor electrice" (ing. G. Weinrich);

— „Considerente privind reglarea autoadaptivă a acționărilor electrice" (ing. S. Anastasiu și ing. T. Ionescu);

— „Sistem de reglare adaptiv după model pentru acționări electrice" (dr. ing. I. D. Landau, A. Grossu și St. Gavăț);

— „Regimul dinamic al motorului asincron cu inele colectoare în cazul reglării vitezei prin cascadă subsincronă cu mutatoare" (ing. S. Vărzaru și ing. D. Emanoil);

— „Contribuții la reglarea automată a acționărilor de motoare de curent continuu" (ing. D. Sfințescu, E. Lepădatu și M. Marinescu);

— „Dinamica sistemelor automate de frînare electrică recuperativă a turbinelor hidraulice în stațiile pentru încercări" (dr. ing. Budisan și ing. Preda);

— „Regimul dinamic al acționărilor reversibile cu motoare asincrone alimentate prin convertizoare statice de frecvență" (dr. ing. D. Landau și ing. St. Gavăț).

Sesiunea Academiei a prezentat un interes deosebit prin caracterul ei de prezentare generală și de detaliu a nivelului atins de știința și practica automaticii în țara noastră constituind un ajutor prețios pentru specialiștii din acest domeniu.

Prof. ing. *C. Wanyorek*

Sesiunea tehnico-științifică a uzinei „Oțelul roșu"

În zilele de 8 și 9 decembie 1967, Comitetul Sindicatului și Comisia Inginerilor și Tehnicienilor de la uzina „Oțelul roșu" au organizat la Oțelul roșu o sesiune de comunicări tehnico-științifice. La lucrări au participat circa 60 de cadre tehnice din uzină și invitați de la diferite întreprinderi metalurgice, institute de cercetări și Institutul politehnic Gh. Gheorghiu-Dej — București.

Sesiunea a fost un bun prilej de afirmare a preocupărilor inginerilor și tehnicienilor din uzina „Oțelul roșu" și ICEM—București.

Lucrările au fost deschise de ing. șef Ardeleanu A.; a urmat apoi prezentarea referatelor aparținînd reprezentanților uzinei „Oțelul roșu", și anume:

— Studiul organizării științifice în perspectivă a producției și unele aspecte economice (ing. șef Ardeleanu A.);

— Studiul reducerilor la laminarea la rece a benzilor și influența acestora asupra proprietăților fizico-mecanice și a productivității (ing. Munteanu P., tehn. Ghedion N.);

— Studiul apariției picăturilor reci la elaborarea cilindrilor cu crustă dură și semidură și mijloacele de înlăturare a lor (ing. Langer N., tehn. Mateiaș E.);

— Considerații tehnico-economice privind posibilitățile de depășire a actualului nivel de producție de oțel S.M. la uzina „Oțelul roșu" (economist Dumbravă R.);

— Influența dimensiunilor cochilei asupra calității cilindrilor duri (Ing. Pagu D., Ing. Mălin V.);

— Cercetări privind influența elaborării și turnării asupra calității oțelurilor Pll și DA, în condițiile specifice uzinei „Oțelul roșu" (ing. Mălin V., ing. Pagu D.);

— Modificarea fontei destinate cilindrilor de laminoare cu prealiaj Ni—Mg (tehn. Mateiaș E., ing. Langer N.);

— Condiții structurale la cilindrii din fontă pentru realizarea de proprietăți superioare, în stadiul actual al procesului de fabricație (ing. Toma I.);

— Studii privind folosirea rațională a energiei termice în uzina „Oțelul roșu" (ing. Băilă I.);

— Permeabilitatea la hidrogen a laminatelor din oțel necalmat, oțel calmat, oțel semicalmat cu siliciu și calmat cu aluminiu (ing. Suciu N.);

— Cercetări privind îmbunătățirea tablei decapate în sensul pretării ei la ambutisaj adînc (ing. Ardeleanu A.);

— Cercetări privind îmbunătățirea și utilizarea termocuplului de imersie pentru măsurarea temperaturii fontelor la turnarea cilindrilor (tehn. Becan Gh.);

— Cercetări privind determinarea grăuntelui optim la tabla silicioasă, laminată la cald și sub formă de bandă la rece cu scopul micșorării pierderilor magnetice, în W/kg (ing. Munteanu P. și tehn. Ghedion N.);

S-au mai prezentat lucrările:

— Utilizarea prealiajelor pentru fabricarea fontelor cu grafit nodular (dr. ing. Sofroni și ing. Petrescu V.).

— Noi amesteucuri de formare și miezuri utilizate în turnătorii (dr. chim. Cohn E., ICEM — București);

— Tendințe pe plan mondial la fabricarea lingotierelor (dr. ing. Cosneanu C., ICEM — București).

De asemenea, au fost prezentate două filme documentare realizate de uzina „Oțelul roșu", foarte reușite ca imagine, izbutind să scoată în evidență fenomenele prezentate în referatele tov. ing. Langer și tehn. Mateiaș E.

Sesiunea a fost urmată de discuții pe marginea referatelor prezentate. În încheierea lucrărilor a luat din nou cuvîntul tov. ing. șef Ardeleanu A.

Ing. *V. Petrescu*

Stahl und Eisen, nr. 12, 1967: Coroziunea locală pe feţele de tăiere şi de laminare ale tab'elor din oţel cu 18% Cr şi 10% Ni; Coroziunea oţelurilor nealiate în apa de mare; Cercetări asupra semnificaţiei schimbului de oxigen la evacuarea, turnarea, fierberea şi solidificarea oţelului Martin necalmat; Procedeu nou de antecalculaţie, cu date iniţiale normate, ca treaptă premergătoare posibilă pentru calculul costurilor directive; Bazele unui sistem de costuri standard bazat pe influenţarea costurilor. Extrase: Instalaţie de reglare pentru laminarea fără tensiuni de întindere şi compresiune la laminoare de tagle şi de profile fine; Influenţa compoziţiei chimice asupra coroziunii atmosferice a oţelurilor nealiate şi slab aliate.

Nr. 13, 1967: Influenţe asupra vitezei de decarburare şi conţinutului de oxigen la procedeul Martin bazic; Relaţia dintre comportarea la fierbere în lingotieră şi gradul de puritate macroscopică a diferitelor calităţi de oţeluri necalmate; Condiţii necesare la încercarea reductibilităţii minereurilor de fier; Înălţimea de cădere la încercarea de şoc a şinelor cu profil oarecare; Influenţa modului de deformare la rece asupra îmbătrînirii artificiale la încercarea de rezilienţă a oţelurilor comune de construcţie. Extrase: Chimia tratamentului apei în circuite închise; Contribuţie la chimia siderurgică: cercetarea oţelului prin emisiuni spectrometrice; Cajă de perforare tricilindrică într-un laminor de ţevi fără sudură.

Nr. 14, 1967: Propuneri pentru mărirea capacităţii de producţie a laminoarelor la rece cu cajele dispuse în tandem; Avantajele şi limitele utilizării colacilor cu masă mare la prelucrarea sîrmei: I. Influenţa măririi masei colacilor asupra proprietăţilor sîrmei laminate şi asupra procedeelor de pregătire pentru trefilare; II. Utilizarea colacilor cu masă mare în secţia de trefilare; III. Utilizarea colacilor cu masă mare la tratamentul termic al sîrmei. IV. Importanţa colacilor cu masă mare la prelucrarea ulterioară a sîrmei. Extrase: Publicaţii despre extrudare; Detectarea automată a defectelor de suprafaţă pe benzile de oţel; Înfiinţarea Institutului Internaţional pentru Fontă şi Oţel.

Nr. 15, 1967: Adunarea generală a asociaţiei „Wirtschafts vereinigung Eisen- und Stahlindustrie 1967; Probleme actuale ale politicii economice; Despre situaţia industriei siderurgice germane; Contribuţii pentru cunoaşterea mişcării azotului în cuptorul Martin; Preîncălzirea şi topirea fierului vechi şi a fontei cu ajutorul unui arzător păcură-oxigen în convertizorul cu insuflare de oxigen; Contribuţie la micşorarea susceptibilităţii oţelului de îmbunătăţire Nichel-Crom la formarea fulgilor. Extrase: Turnarea continuă a oţelului după procedeul Hazelett.

Nr. 16, 1967: Forţele motrice de cercetare în ştiinţele naturii şi tehnică; Peletizarea minereurilor de fier cu încărcătură prăjită în prealabil; Compararea unor laminoare moderne de sîrmă, construcţia lor, detaliile constructive şi rezultatele; Încercări, pe modele de curgere, privind dezvoltarea instalaţiilor pentru aspirarea gazelor de evacuare de la convertizoare. Extrase: Despre echilibrul dintre elementele fosfor, carbon şi oxigen în fier şi calciu topit, precum şi în tetrafosfat de calciu solid; Presiunea încărcăturii în furnalul înalt; Un laminor nou pentru tablă groasă şi bandă lată.

Nr. 17, 1967: Conducerea instalaţiilor de forjă integrate; Darea în funcţiune şi întreţinerea preselor rapide de forjă cu acţionare hidraulică; Încercări şi măsurări de prese rapide moderne de forţă acţionate hidraulic; Experienţe privind prelucrabilitatea semifabricatelor turnate continuu; Comportarea la limita de curgere a oţelurilor de construcţie nealiate şi slab aliate în funcţie de mărimea grăuntelui, temperatură, deformare şi îmbătrînire. Extrase: Compararea susceptibilităţii la rupere fragilă a oţelurilor dezoxidate, în mod diferit, cu aluminiu; Cercetarea metalurgică la universităţile din Marea Britanie.

Nr. 18, 1967: Modificarea proprietăţilor peletelor cu creşterea gradului de reducere; Procesele care au loc la dizolvarea varului intens şi slab ars în zgurele din convertizoarele cu insuflare de oxigen; Elaborarea şi executarea măsurilor contra zgomotului industrial: I. Diminuarea zgomotului şi ventilaţia la construcţia unei oţelării electrice; II. Diminuarea zgomotului într-o nouă hală de ajustare; Activitatea oxigenului în fierul topit şi în aliajele de fier topite; Entalpia liberă de reacţie a reacţiilor de sulfaţi; Uzina siderurgică Fukuyama a societăţii Nippon Kokan K.K. Tokio; Stadiul transformării automobilelor uzate în fier vechi.

Neue Hütte, nr. 6, 1967: Tendinţe de dezvoltare în construcţia cauperelor; Determinarea umidităţii cocsului pe cale radiometrică — un pas mai departe în raţionalizarea şi automatizarea procesului la furnalul înalt; Influenţa vitezei de încălzire şi a căldurii de reacţie asupra procesului de reducere la amestecurile minereu-carbon; Absorbţia telurului din soluţii cu acid clorhidric folosind Wofatit-SBW; IMORTAL — un material rezistent la uzură din zgură de cupru Mansfeld: Durcisarea la rece a profilelor uşoare din oţel; Cercetări privind construcţia elementelor de siguranţă contra ruperii, în special a capselor de siguranţă cu plăci; Materiale din domeniul metalurgiei pulberilor pentru creuzete destinate topirii şi vaporizării metalelor; Producerea pe fierul sinterizat a straturilor de protecţie nemetalice şi metalice contra coroziunii; Tenacitatea şi rezistenţa oţelurilor de scule călite; Aparitiile limitei de curgere la metalele neferoase; Influenţa adaosurilor mici de titan asupra proprietăţilor aliajelor Alnico orientate cristalin; Oxidarea interioară a aliajelor AgAl şi AgMg; Determinarea, cu ajutorul spectrometriei Roentgen a plumbului, zincului, cuprului, arsenului şi sulfului în minereurile sulfurice; Din cercetare şi producţie: Analiza cinematografică a proceselor metalurgice în vid pentru cercetare şi învăţămînt; Măsurări ultrasonice asupra semifabricatelor deformate şi recoapte. Extrase: Chile tinde spre o poziţie conducătoare în producţia de cupru.

Nr. 7, 1967: Dezvoltările internaţionale ale siderurgiei în ceea ce priveşte importanţa ei pentru Republica Democrată Germană; Contribuţie la metalurgia procedeului de insuflare cu oxigen; Influenţa factorilor metalurgici asupra uzurii căptuşelii refractare a convertizoarelor cu insuflare de oxigen; Mărirea producţiei de aglomerat prin pregătirea completă a încărcăturii; Cercetări privind posibilitatea utilizării peletelor reduse în prealabil ca încărcătură la furnale; Cuptoare cu vatră de tip staţionar în industria cuprului; Influenţa construcţiei cajei asupra procesului de laminare a benzilor la rece; Sistematica aliajelor de fier; Contribuţie la călirea prin dispersie a argintului; Utilizarea microanalizorului cu raze Roentgen pentru lămurirea unor probleme din practica metalurgică; Despre extincţia ultrasonică în fierul mono-şi policristalin la procedeul impuls-ecou; Despre izolarea incluziunilor oxidice în oţel; Diagrama T. T. T. pentru răcirea continuă a oţelului St 45/60; Siderurgia la tîrgul de primăvară din 1967 de la Leipzig.

Nr. 8, 1967: Retopirea oţelului în vid şi sub medii protectoare; Posibilităţile de prelungire a campaniilor furnalelor înalte, luînd în considerare condiţiile tehnice şi economice; Xylit-brichete de cocs ca agent reductor la fabricarea ferosiliciului cu conţinut ridicat de siliciu; Căi pentru îmbunătăţirea durabilităţiii căptuşelii şi fundului la convertizorul Thomas; Elaborarea şi proprietăţile oţelului marca St 45/60; Despre cauzele măririi rezistenţei prin tratamentul „ausforming"; Fabricarea şi proprietăţile combustibililor pentru reactori; Cercetări privind reacţiile dintre bioxidul de telur şi carbonatul de sodiu în stare solidă; Reverificarea influenţei concentraţiilor de vacanţe asupra cineticii procesului de călire — îmbătrînire a aliajelor Al-Zn-Mg; Determinarea molibdenului în materialele speciale. Din cercetare şi producţie: Observaţii asupra modului de calcul al turtirii cilindrilor după Hitchcock şi Ţelikov. Extrase: A VII-a sesiune privind „tehnica cea mai nouă în domeniile de producere şi de prelucrare a fontei", ţinută la Unterwellenborn; Privire de ansamblu asupra preselor de extrudare din lume.

Slévárenství, nr. 6, 1967: 60 de ani de la înfiinţarea Uzinelor de fier Moravia din Olomanc; Condiţiile limită de cristalizare a fontei; Tensiunea superficială şi cristalizarea fontei cenuşii; Oboseala la suprafaţă a fontei modificate; Rezistenţa la oboseală a fontei modificate;

Relația dintre tensiune și deformație la fontă și criteriul rezistenței la deformație; Influența grafitului asupra unor proprietăți mecanice ale fontei; Structura și proprietățile mecanice ale fontei cenușii; Microsegregațiile în fontă; Considerații în legătură cu apariția diverselor forme ale grafitului în fontă; Mecanismul de deformare a fontei cenușii în timpul solicitărilor la tracțiune și compresiune.

Nr. 7, 1967: 70 de ani de producție a automobilelor în n. p. Tatra Kopřivnice; Turnătoria Tatra Boşka și contribuția ei la progresul turnătorilor din Cehoslovacia; Experiența noastră în utilizarea transportului pneumatic al materialelor granulate; Prelucrarea modelelor metalice prin copiere; Incluziunile de gaze din stratul superficial al suprafeței pieselor turnate din fontă; Unele probleme de fabricare a elementelor arborilor cotiți, turnați din oțel; Eliminarea microretasurilor din cilindrii cu aripioare turnați din fontă; Piese turnate din aliaje de aluminiu, pentru motoare, răcite cu aer; Impregnarea pieselor turnate care prezintă defecte.

Nr. 8, 1967: Neomogenitatea băii la elaborarea oțelului austenitic manganos; Instalație de preparare a amestecului pentru executarea formelor coji cu comandă automată; Incluziunile de gaze în piesele turnate din oțel austenitic manganos; Observații critice asupra amestecurilor de formare și de miez pe bază de silicat de sodiu; Amestecuri de formare cu adaos de Asfacol; Studierea posibilităților de producere a fontei nodulare, utilizînd ca modificator un prealiaj de SiMg, de producție străină; Materiale și metale utilizate pentru turnarea la presiuni joase; Influențarea stării centrelor de cristalizare în fonta lichidă; Aprecierea fizicochimică a lichidelor utilizate în defectoscopie; Executarea matrițelor din materiale plastice utilizate la confecționarea modelelor ușor fuzibile; Mecanizarea instalațiilor de dezbatere într-o turnătorie de oțel.

Nr. 9, 1967: Considerații privind apariția sufluriilor în fonta nodulară; Influența bentonitei asupra calității pieselor turnate; Influența antimoniului asupra rezistenței fontei cenușii perlitice; Influența adaosurilor cu conținut de carbon asupra proprietăților fontei cenușii; Experiența uzinei ZKL — Lišen în exploatarea unui cubilou de tip „STRICO"; Raportul dintre compoziția chimică și reziliența la temperatura de 30°C, în cazul pieselor din oțel ferito-perlitic; Proprietățile fontei cenușii tcpite în cuptoare electrice cu inducție; Uscarea formelor produse cu ajutorul modelelor ușor fuzibile; Materiale de adaos în compoziția amestecului pentru executarea modelelor ușor fuzibile.

Hutnické Listy, nr. 5, 1967: Posibilitățile de construire a cuptoarelor de tip tandem la Combinatul siderurgic N. H. K. G. din Ostrava; Contribuții la cunoașterea influenței sulfului asupra proprietăților de deformare accentuată a tablei din oțel; Fragilitatea, un criteriu al rezistenței la îmbătrînire a oțelului dezoxidat selectiv; Importanța utilizării cajelor verticale la laminarea tablei groase; Mărimea deșeurilor la laminarea bramelor grele; Posibilitățile de intensificare a procesului de încălzire a cuptoarelor din secțiile de laminare, prin utilizarea oxigenului; Structura plasmei aplicate pe ventile; Recristalizarea oțelurilor de producție cehoslovacă; Contribuția Prof. dr. doc. K. D. Nekrasov la studierea și introducerea în practica siderurgică a betonului refractar și a ferobetonului; Sistem de conducere și coordonare a producției în secțiile de laminare la rece a tablei, cu ajutorul mașinilor electronice de calcul.

Nr. 6, 1967: Dezvoltarea siderurgiei cehoslovace în funcție de baza de materii prime; Producerea oțelului prin procedeul Kaldo și posibilitățile de aplicare în R. S. C.; Influența unor elemente asupra formei și compoziției chimice a FeS; Calitatea și condițiile economice de producere a țevilor cu și fără cusătură; Stabilirea influenței deformației lingoului asupra apariției defectelor de suprafață în condiții de laborator; Posibilitățile de tratare termică a bandajelor valțurilor turnate; Cele mai bune condiții de obținere a austenitei în cazul călirii continue a benzilor de oțel; Coroziunea și protecția unor construcții și instalații din oțel de la cocserii; Direcții noi în tehnologia de obținere a semifabricatelor din cupru și aliaje de cupru; Analiza electrolitului de mangan; Determinarea manganului din oțel pe cale electrolitică.

Nr. 7, 1967: Sarcinile dezvoltării tehnice a producției la furnale; Despre coroziunea zidăriei din cărămidă refractară dinas, utilizată la zidirea bateriilor de cocsificare; Prelucrarea fontelor brute cu conținut de crom în oale de turnare prin vibrare; Eficacitatea dezoxidării oțelului cu ajutorul vidului în cale de turnare; Formarea țunderului „scoriilor" pe lingouri și pe semifabricate, la încălzirea pentru prelucrare prin forjare; Despre influența tehnologiei de laminare și a deformării neuniforme asupra formei tablei groase; Bandă de oțel inoxidabil pentru confecționarea lamelor la bricele de ras cu durată mare de utilizare; Cauzele ruperilor și fisurilor în cazul laminării la rece a tablei; Darea în exploatare a cocseriei de la Combinatul siderurgic din Košice (VSZ); Exploatarea cuptoarelor cu atmosferă controlată pentru tratamentele termice ale metalelor.

Nr. 8, 1967: Influența proprietăților tehnologice ale cocsului asupra reducerii consumului specific la furnal; Considerații privind avantajele utilizării în încărcătura furnalelor din R.S.C. a peletelor dezoxidate; Producerea oțelului prin produsul L. D.: Importanța cuptoarelor electronice în metalurgie; Distribuția plumbului în aliajele refractare de tipul $NiCr_{20}Ti_3ATB$; Influența orientării fibrajului asupra durabilității căilor de rulare a rulmenților și procedeul de stabilire a acesteia; Influența diverselor valori ale raportului dintre deformația longitudinală și transversală asupra proprietăților mecanice ale tablelor cu grosime mare; Influența tratamentului termic asupra proprietăților mecanice și a structurii oțelului $Cr_{15}Ni_5MoV$; Deteriorarea canalelor de fum de la bateria de cocs nr. 1 a Combinatului siderurgic din Košice și reconstrucția ei.

Nr. 9, 1967: Condițiile actuale de cercetare în domeniul siderurgiei; Peletizarea minereului de fier și prelucrarea acestor pelete în furnal; Prelucrarea prin vibrare în oala de turnare a fontei brute cu conținut de 1,5% crom; Influența segregației asupra perioadei de încălzire și menținere a lingourilor în cuptoarele adînci; Laminarea cu viteze mari; Condițiile teoretice ale tratamentului termic de eliminare a fulgilor din prefabricatele forjate; Leșierea alcalină a concentratelor tetraedrice; Analiza termogravimetrică a smoalei de cărbune negru de la cocserie.

Härtereitechnische Mitteillungen vol. 22, nr. 2, 1967: Comportarea la oboseală a materialelor metalice de construcție; Comportarea la rupere a pieselor carburate și călite; Rezistența mecanică și durificarea prin deformare la rece a oțelului de scule 100 CrG, în funcție de tratamentul termic aplicat; Influența condițiilor tehnologice ale tratamentului termic aplicat asupra proprietăților materialelor de construcție din fier sinterizat; Corelația existentă dintre difuzia carbonului și distribuția temperaturilor în interiorul încărcăturii utile a unui cuptor de tratament termic; Un procedeu nou de preparare reglabilă a atmosferelor controlate; Influența temperaturii de revenire asupra rezistenței la oboseală a epruvetelor longitudinale și transversale, preluate din oțeluri avînd grade de puritate diferite; Unele cercetări asupra influenței tratamentelor termochimice, respectiv mecanice, asupra rezistenței la oboseală a oțelurilor; Cercetări asupra legăturii existente între rezistența la oboseală, la încovoiere și repartiția tensiunilor interne reziduale la oțelurile carburate superficial; Despre rezistența la rupere, la solicitări alternative și influența incluziunilor nemetalice asupra ruperii la oboseală a oțelurilor carburate superficial; Mărirea rezistenței la oboseală a oțelurilor de construcție de înaltă calitate și de mare rezistență, prin aplicarea nitrurării în băi de săruri; Cîteva date referitoare la comportarea la oboseală a oțelurilor nitrurate.

Ieri

de peste 100 ani apreciată în întreaga lume

Oala de topire

Astăzi

de calitate deosebită, corespunzătoare celor mai înalte solicitări

tip „DIAMANT“

Mîine

printr-o extindere pe scară tot mai largă, va contribui la progres

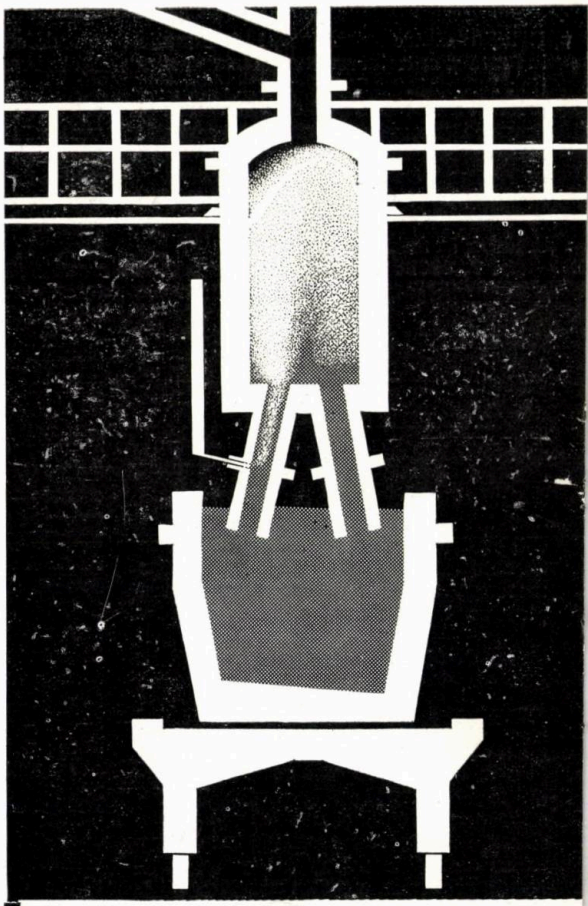
DIAMANT

GROSSALMERODER
SCHMELZTIEGELWERKE

BECKER & PISCANTOR

3432 GROSSALMERODE/BRD
Postfach 9

Publicom



PROCEDEUL RH PENTRU DEGAZEIFICAREA OŢELULU

cu ajutorul pompelor de vid cu je de abur, avînd cea mai ridicată capacitate de aspirare.

Procedeu RH de recirculare cu caracteristici deosebite: formarea picăturilor cu suprafaţă mare de reacţie şi menţinere avantajoasă în vid Prin viteza mare de curgere şi turbulenţa provocată se formează, în bune condiţii, nuclee gazoase de reacţie. Vid avansat constant, sub 0,1 mm Hg. Aliere precisă şi tratament fără zgură sub vid. Pierderi reduse de temperatură prin încălzire specială.

Procedeu RH de degazeificare prin recirculare în cuptor în vederea tratamentului sub vid a şarjei în cuptor.

Procedeu special, bazat pe experienţa cîştigată cu mai mult de 40 instalaţii Messo pentru degazeificarea oţelului.

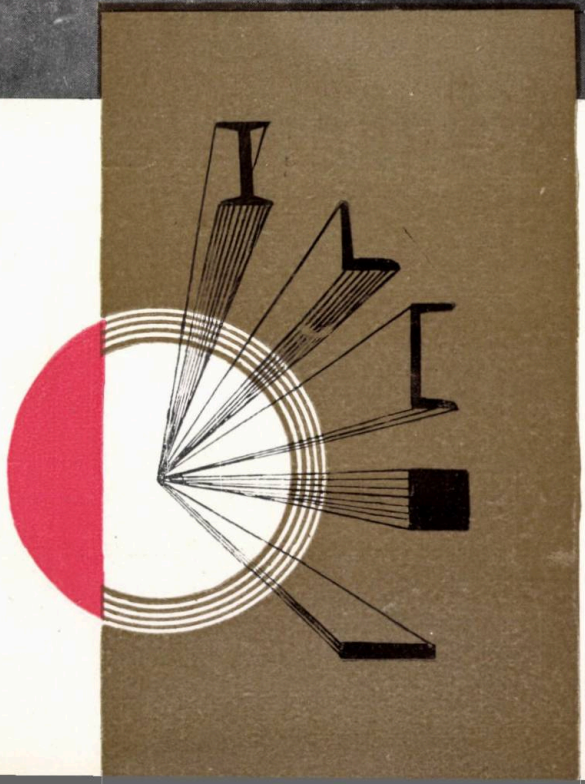
MESSO

STANDARD-MESSO DUISBURG
GESELLSCHAFT FÜR CHEMIETECHNIK M.B.H. & C
41 Duisburg · Düsseldorfer Straße 29 · West-Deutschland

Publicom

COMBINATUL SIDERURGIC

REȘIȚA



- Fontă de afinare;
- Oțeluri carbon de calitate în lingouri pînă la 6,4 t;
- Profile grele, mijlocii și ușoare din oțel carbon, oțel carbon de calitate și oțeluri aliate;
- Șine pentru cale ferată;
- Bandaje și discuri de cale ferată;
- Zgură granulată de furnal.

E 3280

METALURGIA

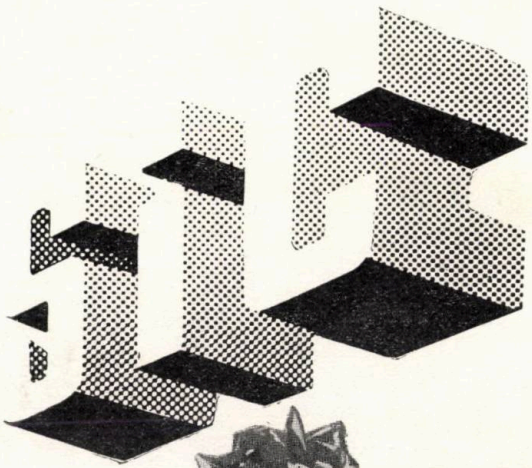
2

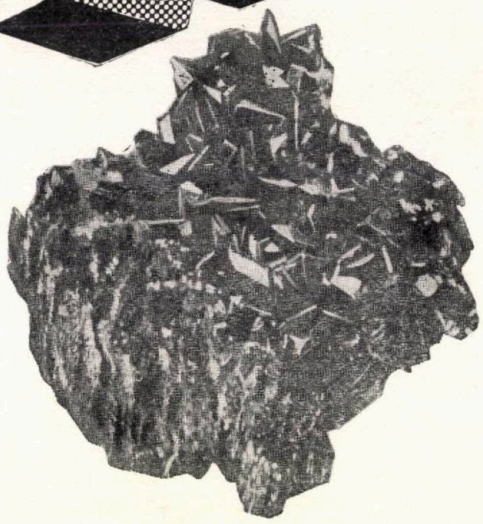
METALURGIA ● BUCUREȘTI ● ANUL XX ● NR. 2 ● FEBRUARIE 1968

ÎNTREPRINDEREA INDUSTRIALĂ DE STAT

CARBOCHIM

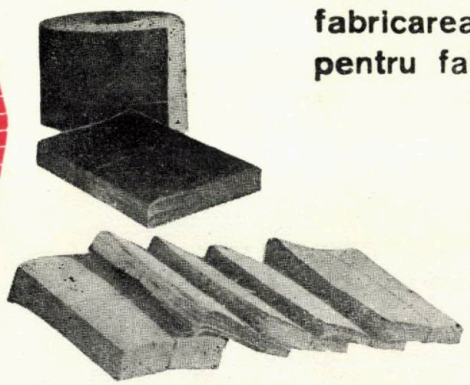
CLUJ • PIAŢA 1 MAI Nr. 3 • TELEFON 12206





Execută:

Carbură de siliciu granulată pentru fabricarea corpurilor abrazive, pentru fabricarea abrazivilor pe suport şi pentru fabricarea produselor refractare carborundice



MŰSZAKI KÖNYVTÁR

IETALURGIA

20 nr. 2 februarie 1968

CUPRINS

II ŞI CERCETĂRI

Fl. şi *Ţibea V.*: **Consideraţii privind natura pierderilor de cupru în zgurele rezultate la topirea concentratelor cuproase în cuptoarele cu vatră.** 65

un A., Gorelik S. S. şi *Malovelkaia V. M.*: **Structura şi proprietăţile telururilor de lantan şi ceriu în intervalul Ln_2Te_3—Ln_3Te_4** 72

Şt.: **Proprietăţile cocsului şi rezistenţa termomecanică.** 77

işteanu V., Făclieru M. şi *Acker C.*: **Stabilirea ecuaţiei suprafeţei calibrului valţurilor la laminoarele reductoare — alungitoare pentru ţevi** 81

un I.: **Unele aspecte legate de apariţia forţei axiale în epruvetele deformate la cald prin torsiune.** 85

nescu D. M.: **Influenţa temperaturii de supraîncălzire şi turnare asupra structurii şi proprietăţilor fontelor malcabile.** 91

V. şi *Jakab E.*: **Consideraţii în legătură cu posibilităţile de îndesare a formelor prin vibropresare la presiuni specifice reduse.** . . . 93

cu I.: **Cu privire la calculul oalelor de turnare şi al dispozitivelor de basculare a acestora.** 98

LIZĂRI TEHNICE

ran P.: **O metodă simplă şi eficace de punere în evidenţă a mărimii grăuntelui de austenită, aplicabilă la o gamă largă de mărci de oţeluri.** 107

anu C., Landes V., Sofroni L. şi *Necula I.*: **Încercări experimentale în fază pilot pentru prepararea amestecurilor fluide cu autoîntărire.** 111

ru C. Gh.: **Reducerea consumului de metale neferoase în industria de cabluri şi conductoare electrice.** 114

JALITĂŢI ŞI DISCUŢII

thal G. şi *Carp M.*: **Metode pentru determinarea capacităţii de răcire a mediilor de călire.** . . . 118

ISTORIA METALURGIEI

N.: **Începuturile metalurgiei pe teritoriul ţării noastre şi dezvoltarea ei în epoca bronzului.** 124

NICĂ 128

ISTA REVISTELOR 129

COMITETUL DE REDACȚIE

M. ALEXANDRU, C. DRAGOMIR, T. DUMITRESCU
C. HERTL, GH. ILIN, N. MURGULEȚ, I. NIȚĂ
P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, MARIA ROȘIANU
D. STĂNESCU, N. SÎRBU, L. SOFRONI, A. ȘERBAN, CL
ȘTEFĂNESCU, I. TRIPȘA, T. ȚECU, P. WECHSLER

Redactor responsabil: L. SOFRONI
Redactor: MARIA SAVU

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalur
și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din R
blica Socialistă România — Redacția și administrația, București,
Academiei 7, Sectorul 1. Telefon : 13.09.25. Revista este edi
de M.I.M. Abonamentele se primesc la Administrația revi
Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabin
tehnice în contul nostru de virament : 022001 B.N. a Repub
Socialiste România — Sectorul 1. M.I.M. — Oficiul
documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru în
prinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni și i
neri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întrep
derea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc. c.

*„Taxele poștale plătite în numerar conform aprobări
D.G.P. nr. 560/426/966".*

42 40

SOMMAIRE

D 669.332.2 :669.3.046.58

prea Fl. et *Ţibea V.*: **Considérations sur la nature des pertes de cuivre dans le laitier obtenu par la fusion des concentrés de cuivre dans les fours à sole.**

etalurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 65–71

D 669.777.5',854 :669.777.5' 855 :620.186

loman A., Gorelik S. S. et *Malovetkaia V. M.*: **La structure et les propriétés des tellurures de lanthane et cérium dans l'intervalle Ln_2Te_3—Ln_3Te_4.**

etalurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 72–76

D 662.741.3 :.539.4.016.3

orizs Şt.: **Les propriétés du coke et la résistance thermo-mécanique.**

etalurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 77–80

D 621.774.35.07

rănişteanu V., Făclieru M. et *Acker C.*: **L'établissement de l'équation de la surface du calibre des cylindres des laminoirs réducteurs-étireurs pour tubes.**

talurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 81–84

D 620.175.2

răgan I.: **Quelques aspects de l'apparition de la force axiale dans les éprouvettes déformées à chaud par torsion.**

talurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 85–90

D 669.131.7 :620.186.621.74

efănescu D. M.: **L'influence de la température de surchauffage et de coulée sur la structure et les propriétés des fontes malléables.**

talurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 91–93

D 621.744.063

alcu V. et *Jakab E.*: **Considérations sur les possibilités de tassement des moules par vibropressage aux pressions spécifiques réduites.**

alurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 93–98

D 621.746 32

rescu I.: **Sur le calcul des poches à couler et de leurs dispositifs à basculer.**

alurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 98–106

D 669.15–194.56 :186.82

doran P.: **Une méthode simple et efficace pour mettre en évidence la grandeur du grain d'austénite, applicable à de nombreuses marques d'acier.**

alurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 107–111

D 621.742.44

sneanu C., Landes V., Sofroni L. et *Necula I.*: **Recherches expérimentales dans la phase pilote sur la préparation des mélanges fluides à autodureissement.**

alurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 111–113

D 621.315.5 :669.2/.8

ceru C. Gh.: **La réduction de la consommation des métaux non ferreux dans l'industrie des câbles et des conducteurs électriques.**

lurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 114–118

621.784.06

enthal G. et *Carp M.*: **Méthodes pour déterminer la capacité de refroidissement des milieux de trempe.**

lurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 118–124

669 (498)

i N.: **Les commencements de la métallurgie sur le territoire roumain et son développment à l'époque du bronze.**

lurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 124–127

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 669.332.2 : 669.3.046.58

Опря Фл. и *Цыбя В.:* **О природе потерь меди в шлака получемых при плавке медных концентратов подовых печах.**

Metalurgia 20 (1968), No. 2, стр. 65–71

ДК 669.777.5′ 854 : 669.777.5′855 : 620.186

Аломан А., Горелик С. С. и *Маловецкая В. М.:* **Струк тура и свойства теллуридов лантана и цери в интерваде $Ln_2Te_3 - Ln_3T_4$.**

Metalurgia 20 (1968), No. 2, стр. 72–76

ДК 662.741.3 : 539.4.016.3

Фориш Шт.: **Свойства кокса и термодинамическа устойчивость.**

Metalurgia 20 (1968), No. 2, стр. 77–80

ДК 621.774.35.07

Брэнишгяну В., Фэклиеру М. и *Акер К.:* **Установлени уравнения поверхности ручья валков трубопро катных обжимно-вытяжных станов.**

Metalurgia 20 (1968), No. 2, стр. 81–84

ДК 620.175.2

Дрэган И.: **Некоторые аспекты появления осево напряжения в образцах, деформированных кру чением в горячем состоянии.**

Metalurgia 20 (1968), No. 2, стр. 85–90

ДК 669.131.7 : 620.186.621.74

Штефэнеску Д. М.: **Влияние температуры перегре и раздивки на структуру и свойства ковких чу гунов.**

Metalurgia 20 (1968), No. 2, стр. 91–93

ДК 621.674.062

Вулку В. и *Якаб Е.:* **О возможностях уплотнени форм путем вибропрессования при пониженны удельных давлениях.**

Metalurgia 20 (1968), No. 2, стр. 93–98

ДК 621.746.32

Опреску И.: **О расчете литейных ковшей и их опр кидывателей.**

Metalurgia 20 (1968), No. 2, стр. 98–105

ДК 669.15–194.56 : 620.186.82

Тудоран П.: **Простой и эффективный способ выявл ния аустенитного зерна, применяемый для широ кого диапазона марок стадей.**

Metalurgia 20 (1968), No. 2, стр. 107–111

ДК 621.742.44

Косняну К., Ландес В., Софрони Л. и *Некула И* **Исследования на опытно экспериментальн установке приготовления жидких самотверде щих формовочных смесей.**

Metalurgia 20 (1968), No. 2, стр. 111–113

ДК 621.315.5 : 669.2/.8

Кручеру К. Г.: **Снижение расхода цветных металлов производстве электрических кабелей и прово ников.**

Metalurgia 20 (1968), No. 2, стр. 114–118

ДК 621.784.06

Розентал Г. и Карп М.: **Методы определения охл ждающей способности закалочных сред.**

Metalurgia 20 (1968), No. 2, стр. 118–124

ДК 669 (498)

Джеру И.: **Начала металлургии на территории наш страны и ее развитие в период бронзового ве**

Metalurgia 20 (1968), No. 2, стр. 124–127

INHALTSVERZEICHNIS

DK 669.332.2 : 669.3.046.58

Oprea Fl. und *Ţibea V.*: **Berücksichtigungen über Kupferlustnatur in Schlacken des Kupferkonzentratschmelzens in Herdöfen.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 65–71

DK 669.777.5'854 :669.777.5'855 : 620.186

Aloman A., Gorelik S. S. und *Malovetkaia V. M.*: **Struktur und Eigenschaften von Lantan und Zerium Tellururen im Ln_2Te_3—Ln_3Te_4 Gebiet.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 72–76

DK 662.741.3 : .539.4.016.3

Torizs Şt.: **Kokseigenschaften und thermodynamischer Widerstand.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 77–80

DK 621.774.35.07

Brănişteanu V., Făclieru M. und *Acker C.*: **Feststellung einer Oberflächenequation für Walzenkaliber per Streck-Reduzierrohrwalzwerken.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 81–84

DK 620. 175.2

Drăgan I.: **Einzelheiten der Axialkrafterscheinung in warmdeformierten Torsionsproben.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 85–90

DK 669.131.7 : 620.186.621.74

Dafănescu D. M.: **Einfluss der Giess- und Überhitzungstemperatur auf das Gefüge und die Eigenschaften des Tempergusses.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 91–93

DK 621.744.063

Fulcu V. und *Jakab E.*: **Berücksichtigungen über füllmöglichkeiten der Gussformen durch Vibrationspressung mit geringen spezifischen Drücken.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 93–98

DK 621.746.32

Porescu I.: **Berechnung der Giesspfannen und Kippeinrichtungen.**

Metalurgia 20 (1958), Nr. 2, p. 98–106

DK 669.15–194.56 : 620.186.82

Sidoran P.: **Eine einfache und erfolgsreiche Bestimmungsmethode für austenitische Korngrösse, sich für eine weite Stahlmarkenreihe eignend.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 107–111

DK 621.742.44

Vasneanu C., Landes V., Sofroni L. und *Necula I.*: **Experimentalforschungen auf Pilotstufe für selbststarrende flüssige Mischungen.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 111–113

DK 621.315.5 : 669.2/.8

Vuceru C. Gh.: **Verminderung des Nichteisenmetallgebrauches in der Kabel—und Drahtindustrie.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 114–118

DK 621.784.06

Wasenthal C. und *Carp M.*: **Bestimmungsmethode für die Kühlungskapazität der Abschreckmittel.**

Metalurgia 20 (1967), Nr. 2, p. 118–124

DK 669 (498)

Zaharia N.: **Anfänge der rumänischen Metallurgie und ihre Entwicklung im Bronzalter.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 124–127

CONTENTS

DC 669.332.2 : 669.3.046.58

Oprea Fl. and *Țibea V.* : **Considerations regarding the nature of copper losses in slags resulting during cooper concentrate melting in hearth type furnaces.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 65–71

DC 669.777.5'854 : 669.777.5'855 : 620.186

Aloman A., Gorelik S. S. and *Malovefkaia V. M.* : **Structure and properties of lanthanum and cerium tellurides in the $Ln_2Te_3 - Ln_3Te_4$ interval.**

Metalurgia 20(1968), Nr. 2, p. 72–76

DC 662.771.3 : 539.4.016.3

Forizs Șt. : **Coke properties and thermomechanical resistance**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 77–80

DC 621.774.35.07

Brănișteanu V., Făclieru M. and *Acker C.* : **Caliber surface equation of rolls in stretch reducing tube mills.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 81–84

DC 620. 175.2

Drăgan I. : **Some aspects regarding axial force determination in hot deformed torsion samples.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 85–90

DC 669.131.7 : 620.186. 621.74

Ștefănescu D. M. : **Influence of overheating and casting temperature on texture and properties of malleable cast iron**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 91–93

DC 621.744.063

Vulcu V. and *Jakab E.* : **Considerations regarding mould filling possibilities by vibration pressing at two specific pressures.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 93–98

DC 621.746.32

Oprescu I. : **Regarding casting ladle and tipping device reckoning.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 98–106

DC 669.15–194.56 : 620,186,82

Tudoran P. : **Simple and operative method for austenite grain size revealing, with application to a wide range of iron qualities.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 107–111

DC 621.742.44

Cosneanu C., Landes V., Sofroni L. and *Necula I.* : **Experiments on pilot scale for fluid self-solidifying mixture manufacturing.**

Metalurgia 20 (1968), Nr. 2, p. 111–113

DC 621.315.5 : 669.2/.8

CrucerU C. Gh. : **Reducing of non ferrous metal consumption in electric cable and wire industry.**

Metalurgia 20(1968), Nr. 2, p. 114–118

DC 621.784.06

Rosenthal G. and *Carp M.* : **Cooling capacity determination methods for quenching media.**

Metalurgia 20(1968), Nr. 2, p. 118–124

DC 669(498)

Geru N. : **Origines of metallurgy in Rumania and its development in bronze age.**

Metalurgia 20(1968), Nr. 2, p. 124–127

METALURGIA

ANUL 20
Nr. 2
FEBRUARIE
1968
BUCUREŞTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT

STUDII ŞI CERCETĂRI

CZ 669.332.2 : 669.3.046.58

Consideraţii privind natura pierderilor de cupru în zgurele rezultate la topirea concentratelor cuproase în cuptoarele cu vatră

Ing. FL. OPREA şi ing. V. ŢIBEA
Institutul politehnic – Bucureşti I.M.N.R.

În zgurele obţinute la topirea pentru mată se pierde o cantitate mare de metale neferoase (Cu, Ni, Co etc.), în special sub forma unui amestec fin dispersat şi a unor compuşi dizolvaţi în topitura de zgură. Numeroase lucrări [1] — [7] au apreciat acţiunea unor factori care măresc solubilitatea metalelor în zgure [creşterea temperaturii, mărirea acţiunii oxidante a atmosferei gazoase din cuptor, activitatea componenţilor care scad tensiunea interfazică la limita metal (sulfură de cupru) — zgură etc.] sau o micşorează (înlocuirea FeO cu CaO, creşterea acidităţii zgurei etc.).

La topirea în cuptorul cu vatră, procesele de formare a zgurei încep în straturile superficiale ale taluzurilor de material şi se termină în baia cuptorului. Procesele de matificare şi zgurificare care au loc în baia cuptorului se desfăşoară pe aproximativ primele două treimi din lungimea cuptorului, lungime pe care se întind şi taluzurile; procesele de decantare şi gazoflotaţie se desfăşoară pe toată lungimea cuptorului. Echilibrul acestor procese este reprezentat prin variaţia compoziţiei chimice a stratului superficial al băii şi al taluzurilor pe lungime, respectiv lăţimea cuptorului (fig. 1, 2).

Conţinutul componenţilor principali ai zgurelor de la topirea pentru mată a concentratelor cuproase în cuptoarele cu vatră corespund domeniului descris de pentagonul ABCDE din sistemul ternar SiO_2 — FeO — CaO care poate fi considerat sistemul principal al acestor zgure (fig. 3).

Trecerea cuprului din mată în zgură se realizează pe două căi:

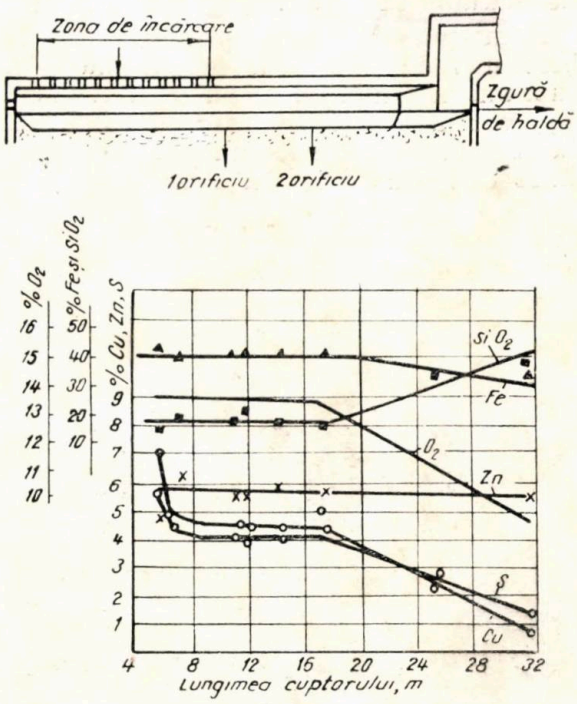


Fig. 1

— pe cale fizică, cînd la limita interfazică trec în acelaşi timp şi în acelaşi sens (din mată în zgură) ionii Cu^{2+} şi S^{2-} conform reacţiilor:

$$[2Cu] - 4e = (2Cu^{2+})$$
$$[S] - 2e = (S^{2-})$$

— pe cale chimică, cînd la limita interfazică trec în sensuri opuse cationii de Cu^{2+} (din mată în zgură) şi Fe^{2+} (din zgură în mată) conform reacţiei de schimb :

$$[Cu_2S] + (FeO) \rightleftharpoons (Cu_2O) + [FeS] \quad (1)$$

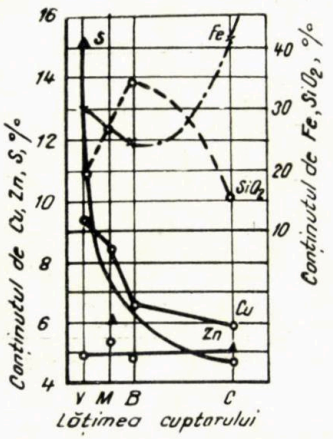


Fig. 2

Pierderile de cupru determinate de dizolvarea în zgură a sulfurii cuproase sînt pierderi de natură fizică; pierderile determinate de dizolvarea oxidului de cupru sînt de natură chimică, iar pierderile determinate de rămînerea în zgură a particulelor fine de mată sînt de natură mecanică.

Prima şi a două formă a pierderilor se deosebesc una de alta prin mecanismul trecerii cuprului în zgură. În primul caz, la limita de separare în acelaşi sens trec anioni şi cationi, în al doilea caz are loc un schimb de cationi între cele două faze. În felul acesta, prima

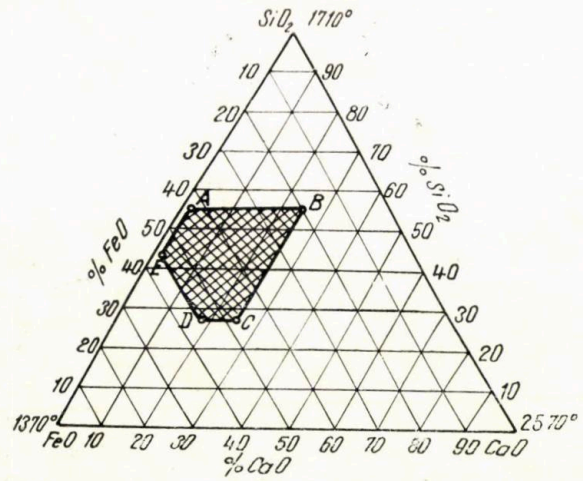


Fig. 3

şi a doua formă a pierderilor de cupru formează pierderile de natură electrochimică. Raportul dintre pierderile electrochimice şi mecanice este determinat de o serie de factori fizico-chimici şi de condiţiile conducerii topirii.

Pierderile electrochimice. Mărimea pierderilor electrochimice este determinată de energia de legătură dintre particulele fazei sulfuroase, de densitatea sarcinii stratului electric dublu la limita interfazică, de afînarea structurii topiturii de zgură, de caracterele energetice ale ionilor, de fazele de silicaţi şi de dimensiunile cationilor.

În zgurele industriale, în atmosferă neutră şi în absenţa magnetitei, conţinutul de cupru dizolvat funcţie de compoziţia zgurei variază de la 0,03 la 0,1%. Cercetările privind influenţa temperaturii asupra solubilităţii cuprului în zgură [1] arată că pentru o zgură cu compoziţia (procente moli): 51,0% FeO ; 33% SiO_2 ; 16% CaO şi o mată cu 19,53% Cu, în atmosferă de argon şi la expunerea topiturii timp de 30 min, creşterea temperaturii de la 1 250 la 1 350°C măreşte conţinutul de cupru dizolvat în zgură de la 0,04 la 0,07% (fig. 4).

Conţinutul de cupru dizolvat în zgură pe cale fizică se măreşte cu creşterea temperaturii ; la temperaturi înalte legăturile dintre particulele fazei sulfuroase slăbesc prin intensificarea mişcării termice a particulelor. În afară de aceasta, cu creşterea temperaturii se afi-

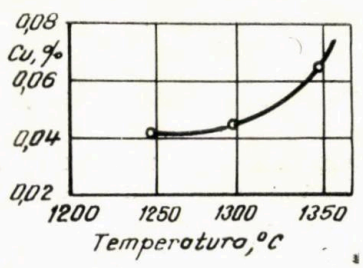


Fig. 4

nează în mod însemnat structura topiturii de silicaţi pe seama formării unei cantităţi mari de spărturi, care înlesneşte migrarea cationilor Cu^{2+} în vacanţele structurii silicaţilor lichizi.

Conţinutul de cupru dizolvat în zgură pe cale chimică este determinat de variaţia constantei de echilibru a reacţiei de schimb funcţie de temperatură.

Cercetările experimentale au stabilit că înlocuirea FeO cu CaO la un conţinut constant de SiO_2 în zgură şi creşterea conţinutului de silice la un raport FeO : CaO = constant, se caracterizează prin micşorarea solubilităţii cuprului în zgură (tabela 1) conform constantei de echilibru a reacţiei de schimb :

$$(Cu_2O) = [Cu_2S] \frac{1}{K} \frac{(FeO)}{[FeS]}.$$

Prin înlocuirea FeO cu CaO în zgură se micşorează microneomogenitatea topiturii, bogată în oxid de fier, avînd ca efect slăbirea schimbului ionic prin limita interfazică. Prin creşterea conţinutului de SiO_2 în zgură se măreşte

Tabela 1

Compoziția zgurei % (moli)			Conținutul de cupru dizolvat, %
FeO	SiO_2	CaO	
67	33	—	0,095
60	33	7	0,069
51	33	16	0,044
40,5	33	26,5	0,031
43,5	43	13,5	0,038
40,0	47,9	12,1	0,035

tensiunea interfazică și ca urmare se micșorează trecerea ionilor prin limita interfazică.

Mărirea concentrației cuprului în mată de la 10 la 60% provoacă creșterea conținutului de cupru dizolvat în zgură de la 0,03 la 0,09. Pe măsura creșterii concentrației oxigenului în faza gazoasă de la 0,05 la 0,5%, conținutul de cupru dizolvat crește de la 0,16 la 0,3% (fig. 5).

În prezența atmosferei oxidante, oxidarea zgurei poate avea loc conform reacției:

$$3(2FeO \cdot SiO_2) + O_2 = 2Fe_3O_4 + 3SiO_2 \quad (2)$$

ale cărei potențiale izobare la 1 100, 1 200 și 1 300°C sînt: —59,46; —55,65 și —51,01 kcal/mol. Prin urmare, creșterea capacității de oxidare a mediului gazos din cuptor duce la mărirea conținutului de magnetită în zgură și mată.

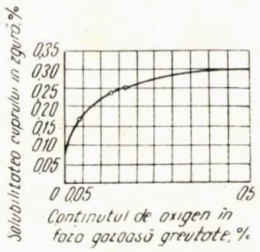


Fig. 5

Prin aceasta, principalul rol în procesul de dizolvare a cuprului îl are magnetita formată pe seama dizolvării oxigenului (fig. 6 Influența conținutului de oxigen în mată asupra conținutului de cupru în zgură: *1* — cupru dizolvat; *2* — cupru antrenat mecanic). Aceasta este

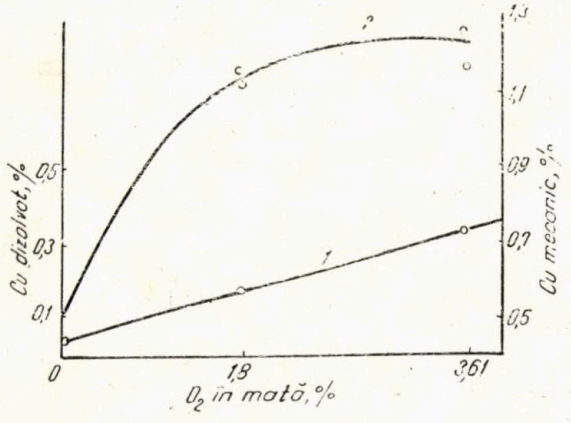


Fig. 6

confirmată de solubilitatea mărită a cuprului în cazul introducerii magnetitei în faza de zgură sau mată la topirea în atmosferă neutră. Creșterea conținutului de cupru dizolvat în zgură prin mărirea conținutului de Fe_3O_4 în mată este provocată de micșorarea energiei de legătură a matei prin înlocuirea sulfului cu oxigen.

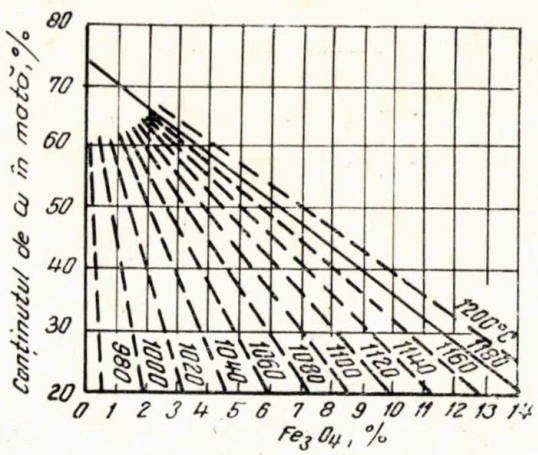


Fig. 7

Logaritmul tensiunii de descompunere a magnetitei variază în limitele: — 19,5 la

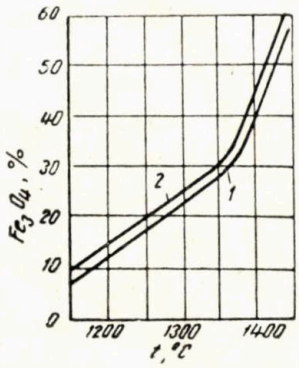


Fig. 8

1 000°C și — 7,3 pînă la — 7,4 la 1 327°C. Ea se repartizează între mată și zgură în funcție de compoziția chimică și de temperatura acestora și în unele cazuri se depune chiar pe vatra cuptorului formînd lipituri (fig. 7 și 8 — Solubilitatea magnetitei în mată funcție de temperatură și conținutul de Cu în mată fig. 7 și 8 — Solubilitatea magnetitei în zgură funcție de temperatură: *1* — zgură de la cuptorul cu reverberație, 33% SiO_2; *2* — zgură de convertizor, 23% SiO_2).

După R. Raddl, potențialul termodinamic izobar G_T pentru interacțiunea Fe_3O_4 cu FeS se poate determina cu relația:

$$\Delta G = 181\,875 - 108{,}7\,T.$$

În prezența silicei, reacția se desfășoară mai energic (tabela 2):

$$3Fe_3O_4 + FeS + 5SiO_2 = 5(2FeO \cdot SiO_2) + SO_2$$

Prin urmare cele mai probabile procese de reducere a magnetitei în condițiile topirii cu reverberație sînt procesele reducerii ei cu sulfura feroasă în prezența silicei, interacțiunea

Tabela 2

Temperatura, °C	G_T, cal/mol					
	Fără silice			În prezența silicei		
	FeS	Cu_2S	ZnS	FeS	Cu_2S	ZnS
1 000	+43 500	+44 346	+48 641	+ 2 625	+18 827	+12 375
1 100	+32 630	+37 209	+37 831	— 1 950	+15 467	+ 7 820
1 200	+21 760	+30 072	+27 021	— 6 525	+12 107	+ 2 765
1 300	+10 890	+22 965	+16 201	—16 970	— 6 849	— 9 135
1 400	+20	+15 825	+ 5 381	—27 545	—14 809	—19 685
1 500	— 8 850	+ 8 691	— 5 869	—38 120	—22 769	—30 420

unde:

$$\Delta G_T = 60\,875 - 45{,}75\,T; \quad t < 1\,205°C;$$
$$\Delta G_T = 149\,375 - 105{,}75\,T; \quad t > 1\,205°C$$

Conținutul de magnetită în zgură este cu atît mai mic, cu cît conținutul de silice și sulf este mai mare conform constantei de echilibru:

$$K_p = \frac{a^5_{2FeO \cdot SiO_2} \cdot P_{SO_2}}{a^3_{Fe_3O_4} \cdot a_{FeS} \cdot a^5_{SiO_2}}$$

de unde:

$$a_{Fe_3O_4} = \sqrt[3]{\frac{a^5_{2FeO \cdot SiO_2} \cdot P_{SO_2}}{K_p \cdot a_{FeS} \cdot a^5_{SiO_2}}}$$

Dacă se consideră $a_{2FeO \cdot SiO_2}$ constantă (apropiată de unitate) la un regim normal de funcționare a cuptorului P_{SO_2} = constant, activitatea magnetitei este invers proporțională cu concentrația de FeS și mai ales de SiO_2 din zgură.

Reducerea Fe_3O_4 se poate realiza și prin interacțiunea cu alte sulfuri:

a) Cu sulfură de zinc:

$$ZnS + 3\,Fe_3O_4 = 9FeO + ZnO + SO_2$$
$$\Delta G_T = 186\,125 - 108{,}205\,T$$

În prezența SiO_2 reacția este de forma:

$$ZnS + 3Fe_3O_4 + 4{,}5SiO_2 = 4{,}5\,(2FeO \cdot SiO_2) + ZnO + SO_2$$

$$\Delta G_T = 77\,225 - 50{,}55\,T; \quad t < 1\,205°C$$
$$\Delta G_T = 156\,875 - 105{,}55\,T; \quad t > 1\,205°C$$

b) Cu sulfură de cupru:

$$2Fe_3O_4 + Cu_2S = 6FeO + 2Cu + SO_2$$
$$\Delta G_T = 135\,200 - 74{,}87\,T$$

În prezența SiO_2 viteza reacției se mărește, potențialul termodinamic, în acest caz, fiind calculat cu ajutorul ecuațiilor:

$$\Delta G_T = 61\,600 - 33{,}60\,T; \quad t < 1\,205°C$$
$$\Delta G_T = 118\,360 - 79{,}6\,T; \quad t > 1\,205°C$$

cu Cu_2S și ZnS avînd loc la temperaturi mai mari de 1 300°C (tabela 2). Potențialele izobare calculate pentru reacția magnetitei cu sulfura de fier și fierul metalic în prezența silicei pentru diferite temperaturi arată că reacția merge mai energic decît fără fier metalic, justificînd prin aceasta adăugarea fierului metalic în baia cuptorului cu reverberație:

$$4Fe_3O_4 + FeS + Fe + 7SiO_2 = 7(2FeO \cdot SiO_2) + SO_2$$

$$\Delta G_{1\ 100°C} = -16\,241{,}49$$
$$\Delta G_{1\ 200°C} = -18\,019{,}3$$
$$\Delta G_{1\ 300°C} = -24\,071{,}14$$

Pierderile mecanice. Eliminarea SO_2 din topitură ca rezultat al reducerii magnetitei dizolvate în mată:

$$3Fe_3O_4 + FeS = 10FeO + SO_2 \qquad (3)$$

determină ca picături de sulfuri din stratul de mată să fie scoase în stratul de zgură (pierderi mecanice) prin procesul de gazoflotație.

Viteza de flotație V_f a picăturilor de mată este direct proporțională cu viteza reacției (3). Această reacție decurge vizibil numai la temperaturi mai mari de 1 400°C. În baia cuptorului temperatura nu este așa ridicată și, ca urmare, intensitatea reacției (3) este mică ea devenind mai mare numai în prezența SiO_2 (tabela 3).

Tabela

Sistemul	Presiunea SO_2, mm Hg, la temperaturile, °C					
	550	650	750	850	950	1050
Fe_3O_4—FeS	4,00	4,75	5,55	6,75	9,09	14,0
Fe_3O_4—FeS—SiO_2	9,00	10,50	12,50	14,50	24,00	120,0

Masa de topitură care se găsește în cuptorul cu reverberație se poate împărți în trei straturi: stratul superior, care este mobil și care reprezintă un amestec de mată și zgură; stratul

mijlociu, asemănător cu cel superior, dar mobil; stratul inferior, care este format din mată aproape curată.

Particulele de mată din stratul de zgură se mişcă în două direcţii: orizontal şi vertical. Viteza de mişcare V_o, în direcţie orizontală, este egală cu viteza de mişcare a masei topite a stratului superior mobil, direct proporţională cu cantitatea masei topite în unitatea de timp şi invers proporţională cu suprafaţa secţiunii transversale a stratului superior: $V_0 \simeq \frac{Q}{F}$.

Viteza de mişcare în direcţie verticală (viteza de sedimentare) depinde de diferenţa dintre greutatea specifică a matei şi zgurei, de viscozitatea zgurei, de mărimea particulelor de mată şi de temperatura topiturii:

$$V_v \simeq \frac{(D_1 - D_2)\, r^2}{\eta}.$$

Vitezele V_v şi V_f au aceeaşi direcţie şi sensuri opuse. Însumarea lor vectorială duce la rezultanta V_s care este viteza de separare: $\overline{V}_s = \overline{V}_v + \overline{V}_f$.

Gradul de separare a celor două faze (mată şi zgură) este proporţional cu viteza de separare şi timpul de separare: $G_s \sim V_s \cdot t_s$.

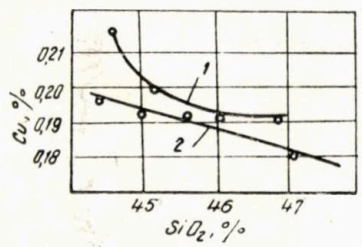


Fig. 9

Cu cît V_s şi t_s sînt mai mari, cu atît gradul de separare este mai avansat; mărirea timpului de separare este avantajoasă pînă la o anumită limită precisă, deoarece o parte din particulele de mată sînt atît de mici, încît pentru separarea lor trebuie timp enorm de lung, soluţie care în condiţii uzinale nu este economică.

Viteza de separare este cu atît mai mare, cu cît diferenţa dintre greutatea specifică a matei şi zgurei este mai mare, cu cît raza particulelor de mată este mai mare, cu cît viscozitatea este mai mică etc. Timpul de separare este cu atît mai lung, cu cît baia cuptorului este mai mare, adică cu cît F este mai mare. În figura 9, curba *1* reprezintă date medii privind conţinutul de cupru în zgură pentru mate care conţin 28 — 34% Cu (timp de decantare şi bazine mici), iar curba *2* arată micşorarea pierderilor de cupru în zgură după mărirea volumului bazinului şi a timpului de decantare.

Compuşii cuprului din zgură: conţinutul de cupru în zgură este condiţionat direct de compoziţia matei (fig. 10), de cantitatea şi compoziţia zgurei de convertizor care se introduce în cuptorul cu vatră (fig. 11: *1* — topire

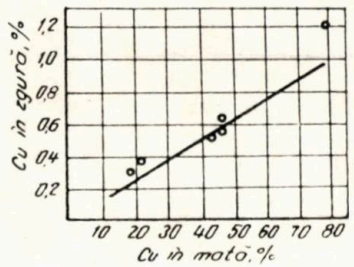


Fig. 10

fără zgură de convertizor; *2* — topire cu o cantitate de zgură de convertizor dublă faţă de cea obişnuită) şi, în general, de condiţiile de desfăşurare a procesului tehnologic etc. Compuşii cuprului din zgurele solidificate (obţinute în condiţiile topirii concentratelor în cuptoarele cu vatră — temperatura ridicată 1 500 — 1 550°C, atmosferă slab oxidantă etc.) sînt: calcozina, bornita, calcopirita, cuprul metalic, oxidul de cupru, feriţii (silicaţii) etc.

Raportul în care cuprul se repartizează iniţial în cei doi compuşi de bază (Cu_2S şi Cu_2O) este dat de constanta de echilibru a reacţiei:

$$(Cu_2O) + [FeS] = [Cu_2S] + (FeO) + 40\,140 \text{ cal.} \quad (4)$$

$$K = \frac{[a_{Cu_2S}]\,(a_{FeO})}{[a_{FeS}]\,(a_{Cu_2S})}.$$

Pentru calculul constantei de echilibru (tabela 4) a acestei reacţii se poate utiliza:

$$\log K = \frac{25\,900}{4{,}576\,T} - 0{,}000074\,T \quad (5)$$

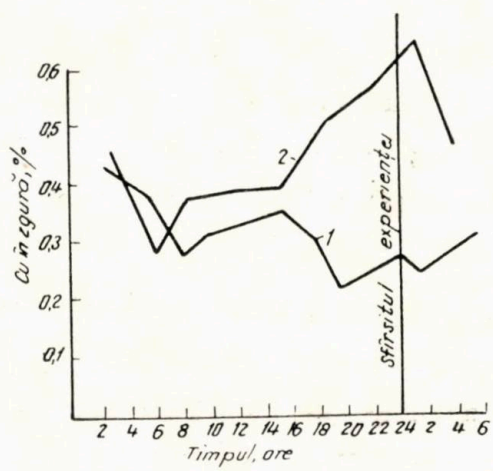


Fig. 11

Echilibrul în acest sistem practic este complet deplasat spre dreapta, pentru că la 1 327°C (temperatură care se întîlneşte adesea în prac-

Tabela 4

Temperatura, °C	527	727	927	1 127	1 327	1 527
Temperatura, °K	800	1 000	1 200	1 400	1 600	1 800
log K	7	5,6	4,6	3,9	3,4	3,0
K	$1 \cdot 10^7$	$4 \cdot 10^5$	$4 \cdot 10^4$	$8 \cdot 10^3$	$2{,}5 \cdot 10^3$	$1{,}0 \cdot 10^3$

tică) produsul concentrației sulfurii de cupru și oxidului de fier este de 2 500 ori mai mare decît produsul concentrațiilor Cu_2O și FeS.

Termodinamica interacțiunii oxidului de cupru cu sulfura de fier în fază lichidă a fost studiată de numeroși cercetători [2], [3]. După Aksoi constanta de echilibru a reacției la 1 100°C este $1{,}013 \cdot 10^4$, iar la 1 500°C este $2{,}1 \cdot 10^3$. Ținînd seama că concentrația (FeO) variază de la 0,20 la 0,44, iar raportul [Cu_2S] : [FeS], de la 0,137 pînă la 2,23, Aksoi a arătat că concentrația oxidului de cupru, nereacționat în condițiile topirii cu reverberație, trebuie să fie foarte apropiată de $4{,}25 \cdot 10^{-4}$.

Potențialul termodinamic izobar al reacției (4) se poate calcula cu ecuațiile:

$$\Delta G = -24\,945 - 1{,}24\,T \quad (1\,236 - 1\,371°C)$$

$$\Delta G = -17\,645 - 5{,}68\,T \quad t > 1\,371°C$$

Valorile ΔG sînt negative și, din această cauză, reacția decurge de la sine spre dreapta în sensul formării sulfurii cuproase. Cuprul din feriți, în condițiile topirii, se transformă ușor în sulfură (tabela 5).

iar altele consideră că silicați de cupru anhidri nu există. În sistemul CuO — SiO_2 s-a stabilit existența eutecticului care se topește la 1 070°C și care conține circa 7% oxid de cupru. În sistemul Cu_2O — SiO_2 (fig. 12) s-a stabilit existența eutecticului cu temperatura de topire 1 060±10°C.

L. M. Gazarian [4] arată că încercările de a găsi în zgură silicat de cupru nu au dat rezultate convingătoare. El arată că silicatul hidratat de cupru obținut artificial, prin încălzire la 500°C, s-a descompus în oxid de cupru și silice. Încercările de obținere a silicatului de cupru sintetic anhidru de asemenea nu au dat rezultate pozitive; pe de altă parte, calculele termodinamice arată posibilitatea ca reacția (4) să decurgă aproape total.

După datele practice, conținutul de cupru în zgură depinde de conținutul de cupru în mată conform relației:

$$(Cu) = 0{,}01\,[Cu]$$

Inginerul american V. B. Boggs a formulat dependența conținutului de cupru în zgură

Tabela 5

Reacția	ΔG pentru temperaturile, °C			ΔG cal/mol de ferit, pentru temperaturile, °C		
	1 100	1 200	1 300	1 100	1 200	1 300
(5)	— 98714,09	—113903,3	—124939,09	—32904,69	—37967,7	—41646,4
(6)	—146912,37	—167312,5	—181635,94	—36728,09	—41828,1	—45408,9
(7)	—48193,92	—53410,3	— 56696,85	—48193,92	—53410,3	—56696,8

Interacțiunea dintre feriții de cupru și sulfuri începe la 600 — 750°C și se termină la 1 100 — 1 150°C:

$$3(Cu_2O \cdot Fe_2O_3) + 4FeS + 5SiO_2 = 3Cu_2S + 5(2FeO \cdot SiO_2) + SO_2 \quad (5)$$

$$4(Cu_2O \cdot Fe_2O_3) + 5FeS + Fe + 7SiO_2 = 7(2FeO \cdot SiO_2) + 4Cu_2S + SO_2 \quad (6)$$

$$Cu_2O \cdot Fe_2O_3 + FeS + Fe + 2SiO_2 = 2(2FeO \cdot SiO_2) + Cu_2S \quad (7)$$

În ceea ce privește existența silicaților de cupru în zgure nu există un punct de vedere unitar. Unele lucrări [3] — [7] stabilesc existența silicaților: $CuO \cdot SiO_2$ și $2Cu_2O \cdot SiO_2$,

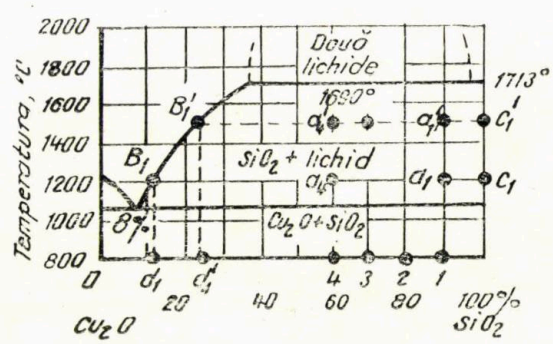


Fig. 12

de conținutul de FeO în zgură și de cupru în mată sub următoarea formă „Conținutul de cupru în zgură este egal în medie cu 0,01 din conținutul de Fe în zgură. Pentru matele mai

bogate în cupru acest coeficient creşte pînă la 0,0125, iar la cele sărace în cupru se micşorează pînă la 0,008".

La topirea în cuptoarele cu vatră a concentratelor cuproase, în afara pierderilor electrochimice şi mecanice, mai au loc pierderi de natură tehnologică, pierderi care sînt determinate de modul conducerii procesului tehnologic de topire. Pe această cale, cuprul rămîne în bucăţile de încărcătură antrenate de zgură sub formă de plute (porţiuni bogate în Cu, Fe şi SiO_2 şi sărace în sulf), şubă (porţiuni din încărcătură neomogenă, în care topitura de sulfuri pătrunde uşor în crăpăturile bucăţilor de cuarţ) şi spumă. Formarea acestor produse sînt efectul nerespectării principiului topirii în cuptoarele cu reverberaţie [5] : în zona de topire a cuptorului trebuie să se încarce o anumită cantitate de şarjă bine pregătită (mărunţită şi omogenizată), care poate să se topească uşor şi să corespundă regimului termic existent.

CONSIDÉRATIONS SUR LA NATURE DES PERTES DE CUIVRE DANS LE LAITIER OBTENU PAR LA FUSION DES CONCENTRÉS DE CUIVRE DANS LES FOURS À SOLE

On présente l'influence des principaux facteurs (augmentation de la température, action oxydante de l'atmosphère gazeuse du four, activité des éléments qui diminuent la tension entre les phases à la limite métal-laitier, remplacement du FeO par le CaO, augmentation de l'acidité du laitier, etc.) sur les pertes de cuivre dans le laitier lors de la fusion des concentrés de cuivre. En tenant compte du passage des anions et des cations à la limite de séparation entre la matte et le laitier, on établit que les pertes de cuivre, causées par la dissolution dans le laitier du sulfure de cuivre (pertes de nature physique) et de l'oxyde de cuivre (pertes de nature chimique), sont de nature électrochimique; le rapport entre les pertes mécaniques et électrochimiques est déterminé par une série de facteurs physiques et chimiques et par la conduite de la fusion.

En s'appuyant sur l'analyse thermodynamique de l'action réciproque entre l'oxyde de cuivre et le sulfure de fer et des enthalpies libres des réactions où participe la magnétite, on précise les voies principales par lesquelles on finit par diminuer les pertes de cuivre dans le laitier obtenu par la fusion des concentrés de cuivre dans les fours à sole.

CONSIDERATIONS REGARDING THE NATURE OF COPPER LOSSES IN SLAGS RESULTING DURING COPPER CONCENTRATE MELTING IN HEARTH TYPE FURNACES

The paper presents influence of main factors (increase of temperature, oxidizing action of the ovens gazeous atmosphere, activity of components lowering interphasic tension at the metalslag boundry, replacing of FeO by CaO, increase of slag acidity) on copper losses in slags during copper concentrate melting. Considering anion and cation migration mechanism at the separation boundry between matt and slag phase, it is established that copper losses determined by cuprous sulphide (physical losses) and copper oxide (chemical losses) solving in slag, are of electrochemical nature, the ratio between mechanical and electrochemical losses being determined by a series of physico-chemical factors and by the melting conditions.

Based on thermodynamical analyse of copper oxide and ferrous sulphide interaction and of free enthalpy in the reaction to which magnetite participates, principal ways of copper loss reducing in slags obtained by copper concentrate melting in hearth type furnaces are established.

BIBLIOGRAFIE

[1] Vaniucov A. V. şi alţii. *Ţvetnîie metali*, nr. 1, 1964.

[2] Smirnov V. şi alţii. *Metalurgia cuprului, nichelului şi cobaltului*. Vol. I. Moscova, 1964.

[3] Oprea Fl. *Teoria proceselor metalurgice*. Ed. didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1966.

[4] Gazarian L. M. *Pirometalurgia cuprului*. Moscova, 1960.

[5] Diev N. P. *Topirea concentratelor cuproase în cuptoare cu reverberaţie*. Moscova, 1954.

[6] Liddell D. M. *Handbook of non-ferous metallurgy*. New-York, 1945.

[7] Gadeau R. *Métaux non férreux : cuivre, zinc, plumb, étain, nickel*. Paris, 1959.

CZ 669.777.5'854 : 669.777.5'855 : 620.186

Structura şi proprietăţile telururilor de lantan şi ceriu în intervalul Ln_2Te_3 — Ln_3Te_4

Dr. ing. A. ALOMAN, prof. dr. S. S. GORELIK şi dr. ing. V. M. MALOVEŢKAIA
Institutul politehnic — Bucureşti Institutul oţelului şi aliajelor — Moscova

Executarea unor noi dispozitive semiconductoare şi îmbunătăţirea parametrilor celor existente se poate realiza pe baza unor cercetări multilaterale teoretice şi experimentale. Sinteza şi studierea proprietăţilor unui număr cît mai mare de materiale semiconductoare

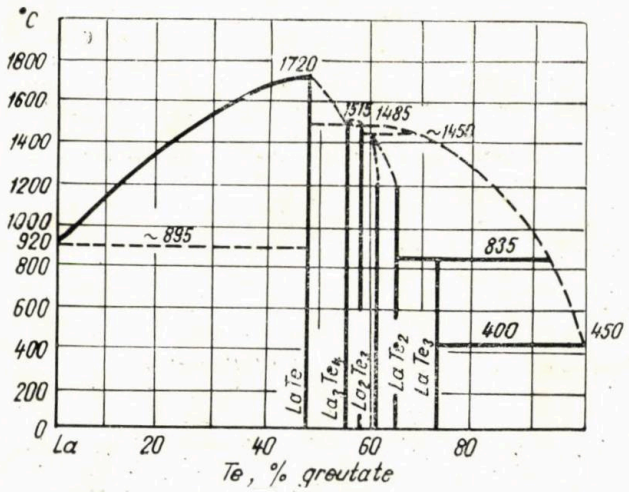


Fig. 1

prezintă atît interes ştiinţific, cît şi practic putînd duce la descoperirea unor materiale mai eficiente.

Căutările de noi materiale semiconductoare, aplicabile în special în dispozitive ce lucrează la temperaturi ridicate, au dus în ultimul timp la iniţierea unor intense cercetări a lantanidelor şi compuşilor lor. Aceste cercetări au arătat că printre calcogenurile de lantanide există compuşi semiconductori. Primul rezultat al unor astfel de cercetări a fost publicat în anul 1959. Miller şi colaboratorii [1] au arătat că compuşii La_2Se_3, Er_2Se_3, La_2Te_3, Er_2Te_3, Gd_2Te_3 posedă proprietăţi semiconductoare.

Dintre calcogenurile lantanidelor cele mai importante sînt compuşii de tipul Ln_2X_3 (Ln = = lantanid, X = S, Se, Te) care au temperatură de topire ridicată (>1 500°C), tensiune de vapori în vid mică şi posedă proprietăţi semiconductoare.

Datorită noutăţii şi complexităţii domeniului de cercetare, datele existente în literatură cu privire la calcogenurile lantanidelor sînt adeseori contradictorii. Măsurările proprietăţilor fizice ale acestor compuşi sînt cu totul insuficiente.

Într-o serie de lucrări, pe baza studierii diagramelor de echilibru Ce — S [2], La — Te [3] (fig. 1), Pr — Se [4], Nd—Te [5], s-a arătat că intervalul dintre compuşii Ln_3X_4 şi Ln_2X_3 reprezintă domeniul de existenţă al unei soluţii solide lacunare care cristalizează în sistemul cubic tipul structural Th_3P_4.

Autorii prezentei lucrări au executat cercetări complexe asupra telururilor de lantan şi ceriu şi asupra unor aliaje ternare pe baza acestor compuşi. Articolul de faţă prezintă o parte din aceste cercetări şi este consacrat studierii structurii şi proprietăţilor materialelor în intervalele La_2Te_3 — La_3Te_4 şi Ce_2Te_3 — Ce_3Te_4.

Sinteza materialelor s-a efectuat în fiole de cuarţ vidate ($1{,}5 \cdot 10^{-5}$ mm Hg). Toate operaţiile cu La şi Ce pentru evitarea oxidării s-au efectuat într-o boxă în atmosferă de argon purificat. Încălzirea s-a făcut într-un cuptor electric prevăzut cu vibrator, după un regim de încălzire lentă şi în trepte pînă la temperatura maximă de 1 100°C. Pentru omogenizare s-a efectuat o recoacere la 1 100°C timp de 10 zile. Cercetările mas-spectrometrice au arătat că compuşii obţinuţi nu se disociază pînă la temperatura de 1 100°C. Analiza de fază cu raze X a arătat că materialele obţinute sînt monofazice şi posedă structura de tipul Th_3P_4. Compoziţia în procente de greutate, parametrul reţelei şi densitatea lor sînt prezentate în tabela 1.

În figurile 2 şi 3 este reprezentată variaţia parametrului reţelei în funcţie de compoziţie.

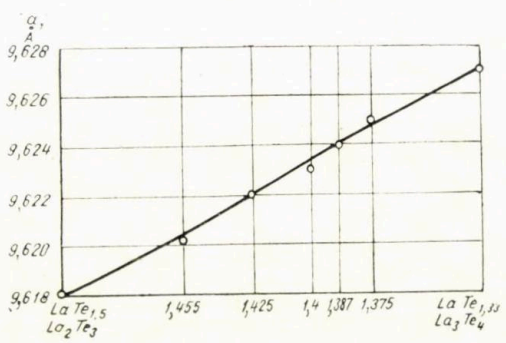


Fig. 2

Din aceste figuri rezultă că soluţiile solide lacunare în intervalele La_2Te_3 — La_3Te_4 şi Ce_2Te_3 — Ce_3Te_4 respectă regula lui Vegard.

Pentru măsurarea caracteristicilor electrice s-au executat probe presate şi sinterizate de

Tabela 1

Intervalul	Formulă	Ln, %	Te, %	a, Å	d, g/cm³
$La_2Te_3 - La_3Te_4$	$LaTe_{1.5}(La_2Te_3)$	42,0518	57,9482	9,618	6,54
	$LaTe_{1.455}$	42,7965	57,2035	9,620	6,60
	$LaTe_{1.425}$	43,3078	56,6922	9,622	6,62
	$LaTe_{1.4}$	43,7429	56,2571	9,623	6,65
	$LaTe_{1.375}$	44,1868	55,8132	9,625	6,75
	$LaTe_{1.333}(La_3Te_4)$	45,0083	54,9917	9,627	6,87
$Ce_2Te_3 - Ce_3Te_4$	$CeTe_{1.5}$ (Ce_2Te_3)	42,2652	57,7348	9,542	6,72
	$CeTe_{1.455}$	43,0111	56,9889	9,544	6,79
	$CeTe_{1.425}$	43,5226	56,4774	9,545	6,82
	$CeTe_{1.4}$	43,9582	56,0418	9,546	6,91
	$CeTe_{1.375}$	44,4025	55,5975	9,547	6,97
	$CeTe_{1.333}(Ce_3Te_4)$	45,1697	54,8303	9,550	7,02

dimensiunile $5 \times 5 \times 20$ mm, determinîndu-se valoarea optimă a următorilor parametri tehnologici: mărimea particulelor, presiunea, durata și temperatura sinterizării.

Pe materialele obținute s-au executat măsurări complexe de caracteristici: rezistivitate ρ, forța termoelectromotoare α, conductibilitate termică $\varkappa$, constantă Hall R_H. Pe baza mărimilor măsurate s-au calculat: coeficientul de putere termoelectrică α^2/ρ, figura de merit a materialului termoelectric $Z = \frac{\alpha^2}{\rho\varkappa}$, concentrația purtătorilor de sarcină n și mobilitatea lor μ. În intervalul de temperatură 300 — 900°K s-a măsurat variația rezistivității și a forței termoelectromotoare, determinîndu-se și valoarea benzii interzise ΔE pentru semiconductorii obținuți.

Materialele din domeniul $Ln_2Te_3 - Ln_3Te_4$ pot fi descrise detaliat cu formula:

$$(Ln^{3+}_{3-z} \cdot V_z) \cdot Te^{2-}_4 \cdot e^{1-}_{1-3z} \qquad (1)$$

unde: $0 \leqslant z \leqslant 1/3$, V_z — vacanțele ionilor Ln^{3+}, e^{1-}_{1-3z} — electronii obținuți prin ocuparea vacanțelor de către ionii lantanidelor. Pentru $z = 1/3$ formula devine $(Ln2\ 2/3 \cdot V\ 1/3)\ Te_4 \cdot e^{1-}_{1-3\cdot 1/3} \rightarrow$ $\rightarrow Ln_2\ Te_3$. Pentru $z = 0$ formula devine $(Ln_3 \cdot V_0)\ Te_4 \cdot e^{1-} \rightarrow Ln_3Te_4$.

Compușii Ln_3Te_4 și Ln_2Te_3 care limitează domeniul de existență al soluției solide lacunare $Ln_{3-z}\ Te_4$ au proprietăți fizice diferite. Compusul $Ln^{3+}_2\ Te^{2-}_3$ respectă regula valenței și posedă proprietăți semiconductoare. Compusul $Ln^{3+}_3\ Te^{2-}_4$ nu respectă regula valenței și are proprietăți de semimetal. În acest compus există un surplus de un electron pe unitate de formulă. Energia de ionizare a acestor electroni este foarte mică și chiar la temperatura camerei ei vor fi electroni de conductibilitate.

Concentrația teoretică de purtători de sarcină în compusul Ln_3Te_4 poate fi calculată. De exemplu pentru La_3Te_4 ($a = 9{,}627$ Å) ea va fi egală cu $n_{La_3Te_4} = \frac{4}{V_{c.e.}} = 4{,}47 \cdot 10^{21}\ cm^{-3}$ unde $V_{c.e.}$ este volumul celulei elementare a rețelei cristaline. Pentru compusul Ce_3Te_4 ($a = 9{,}550$ Å) $n = 4{,}6 \cdot 10^{21}\ cm^{-3}$. Cu o concentrație teoretică de purtători de sarcină atît de mare, compusul Ln_3Te_4 poate fi considerat un semiconductor degenerat. Deci în intervalul

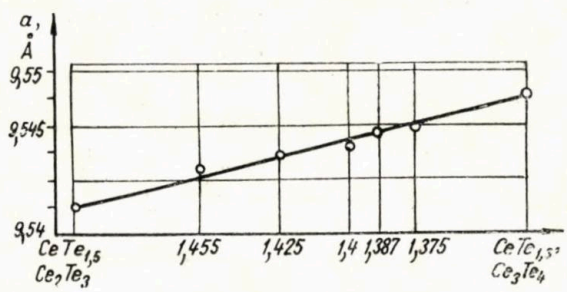


Fig. 3

$La_2Te_3 - La_3Te_4$ concentrația teoretică a purtătorilor de sarcină în surplus variază de la 0 la $4{,}47 \cdot 10^{21}\ cm^{-3}$. Prin urmare pentru materialele din acest interval surplusul de electroni poate fi calculat cu formula $n_{La_{3-z}Te_4} = 4{,}47 \cdot 10^{21}$ $(1 - 3z)$, unde $0 \leqslant z \leqslant 1/3$.

În rețeaua cristalină a compusului Ln_2Te_3 există 4/3 vacanțe în celula elementară. Concentrația vacanțelor, de exemplu, în compusul La_2Te_3, va fi $V_{La_2Te_3} = \frac{4}{3}\frac{1}{V_{c.e}} \cdot V_{La_2Te_3} = 1{,}49 \cdot$ $\cdot 10^{21}\ cm^{-3}$.

Concentrația vacanțelor pentru materialele din intervalul $La_2Te_3 - La_3Te_4$ va fi, deci, $V_{La_{3-z}Te_4} = 4{,}47 \cdot 10^{21} \cdot z$.

Dacă se notează raportul dintre numărul unităților de formulă din celula elementară și volumul celulei elementare cu $K = \frac{N}{V_{c.e}}$ atunci pentru intervalul studiat formulele generale pentru calculul concentrației teoretice a purtătorilor de sarcină și a vacanțelor sînt: $n = K\ (1 - 3z)$ și $V = K \cdot z$.

În figura 4 este reprezentată variația mărimilor α, ρ, $\varkappa$ și z în funcție de compoziție în intervalul La_2Te_3 — La_3Te_4, la temperatura camerei.

Rezistivitatea compusului La_2Te_3 este $\rho = 4{,}45 \cdot 10^3 \Omega \cdot cm$. O dată cu creșterea conținutului de La, ρ scade brusc și pentru compusul La_3Te_4 $\rho = 2{,}7 \cdot 10^{-3} \Omega \cdot cm$. La micșorarea rezistivității în cazul trecerii de la La_2Te_3 spre La_3Te_4 contribuie și mărirea mobilității purtătorilor de sarcină ca rezultat al micșorării împrăștierii lor de către vacanțe. După cum se vede

$$\alpha = \frac{K}{e}\left[A + \ln \frac{2(2\pi m^* KT)^{3/2}}{h^3} e\mu\right] - \frac{K}{e} \ln (n e \mu) \qquad (3)$$

sau, după transformări, $\alpha = c - 2 \cdot 10^{-4} \log \frac{1}{\rho}$.

Din aceste expresii rezultă că forța termoelectromotoare este invers proporțională cu concentrația și mobilitatea purtătorilor de sarcină și direct proporțională cu rezistivitatea. În intervalul de compoziție Ln_2Te_3 — Ln_3Te_4

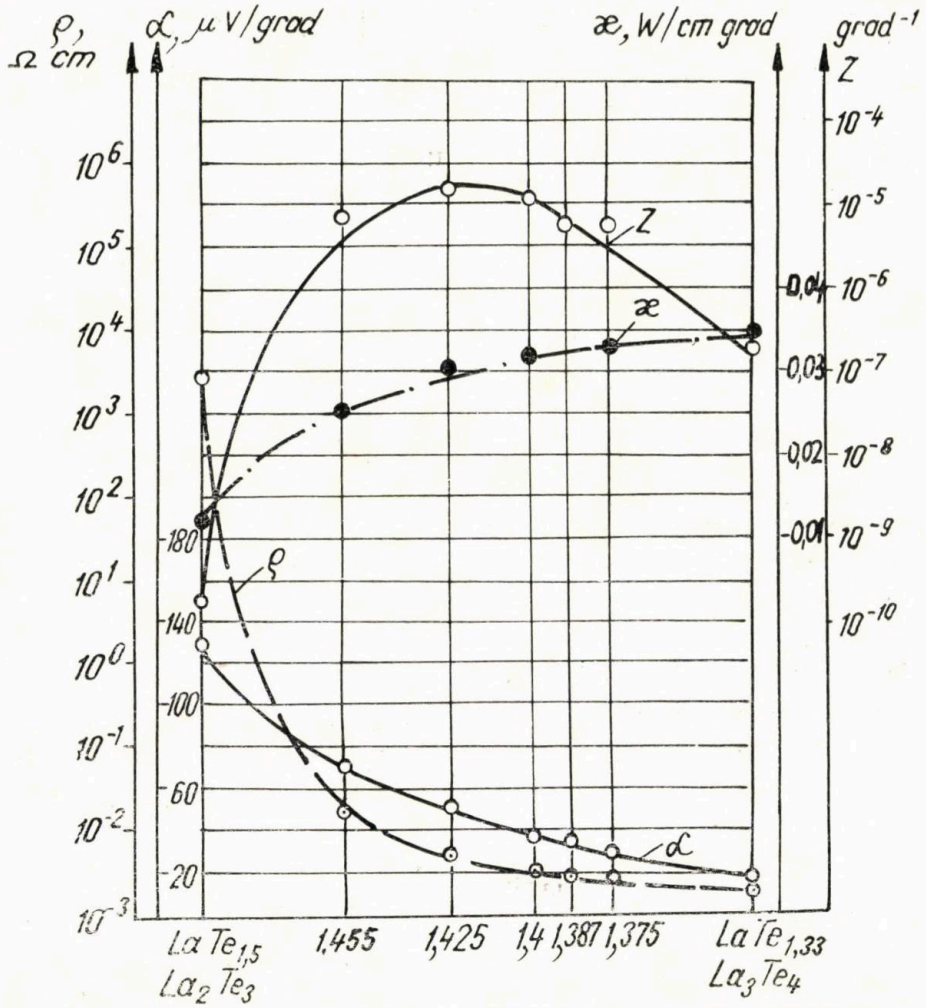


Fig. 4

din figura 5 mobilitatea crește de la $7 \cdot 10^{-3} \frac{cm^2}{V \cdot S}$, pentru La_2Te_3, pînă la 2,32 $cm^2/V \cdot S$, pentru La_3Te_4.

Proprietățile materialelor în intervalul La_2Te_3 — La_3Te_4 permit să se tragă concluzia că legătura chimică variază continuu de la iono-covalentă, în compusul La_2Te_3, la iono-covalentă-metalică, în compusul La_3Te_4.

Toate probele au fost de tipul n — de conductibilitate.

Pentru un semiconductor cu un singur fel de purtători de sarcină forța termoelectromotoare poate fi calculată [6] cu formula:

se respectă aceste legități.

Conductibilitatea termică la temperatura camerei pentru intervalul La_2Te_3 — La_3Te_4 variază de la 0,012 W/cm·grad pentru La_2Te_3 pînă la 0,034 W/cm·grad pentru La_3Te_4. Această creștere a conductibilității termice se datorează creșterii componentei fononice, ca urmare a micșorării împrăștierii fononilor de vacanțe, și creșterii componentei electronice, ca urmare a măririi concentrației purtătorilor de sarcină.

Conductibilitatea termică a unui corp solid este dată de relația:

$$\varkappa = \varkappa_f + \varkappa_{el} \qquad (4)$$

După cum reiese din datele experimentale

conductibilitatea termică a compusului La_2Te_3 este foarte scăzută. În acest compus, cu legătură chimică iono-covalentă, conductibilitatea termică electronică este inferioară celei fononice.

Considerînd compusul La_3Te_4 semiconductor degenerat, numărul lui Lorentz va fi egal cu:

$$L = \frac{\pi^2}{3}\left(\frac{k}{e}\right)^2 = 2{,}45 \cdot 10^{-8}\ \text{w} \cdot \Omega/\text{grad}^2. \quad (5)$$

Conductibilitatea termică electronică în acest compus va fi

$$\varkappa_{el} = L\frac{T}{\rho} = 2{,}7 \cdot 10^{-3}\ \text{w/cm} \cdot \text{grad}, \quad (6)$$

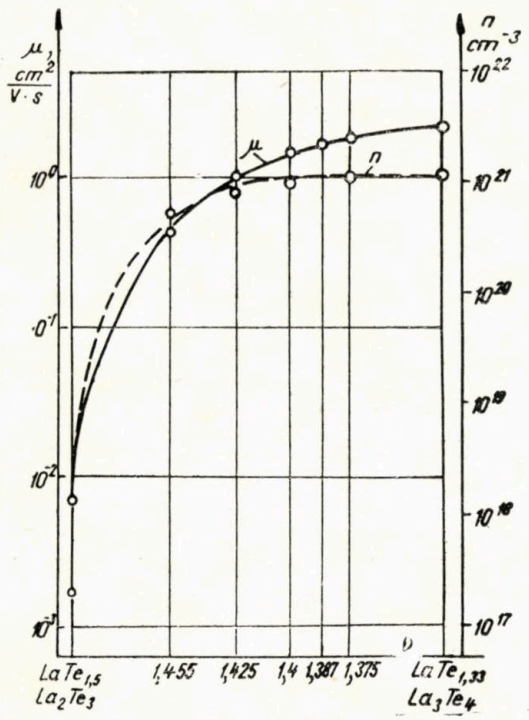


Fig. 5

iar cea fononică

$$\varkappa_f = \varkappa - \varkappa_{el} = 0{,}034 - 0{,}0027 = 0{,}0313\ \text{w/cm} \cdot \text{grad} \quad (7)$$

Deci, pentru materialele din intervalul $La_2Te_3 - La_3Te_4$ transmisia de căldură se execută în principal de către fononi.

Figura de merit $Z = \frac{\alpha^2}{\rho\varkappa}$ (eficiența termoelectrică) la temperatura camerei are valoarea maximă $1{,}2 \cdot 10^{-5} \cdot \text{grad}^{-1}$ pentru aliajul $LaTe_{1,425}$.

Examinînd variația proprietăților în funcție de compoziție în intervalul de existență a fazei $Ln_{3-z}Te_4$ cu structura defectă de tipul Th_3P_4 reiese că această fază de compoziție variabilă are caracter de bertholid. În domeniul ei de existență pe diagramele proprietate — compoziție nu apar puncte singulare.

După cum se vede din figurile 2—7 și tabela 2 caracteristicile materialelor în intervalul $Ce_2Te_3 - Ce_3Te_4$ respectă aceleași legități care s-au constatat în intervalul $La_2Te_3 - La_3Te_4$. Figura 6 reprezintă variația rezistivității forței electromotoare și a coeficientului de putere în funcție de compoziție, iar figura 7

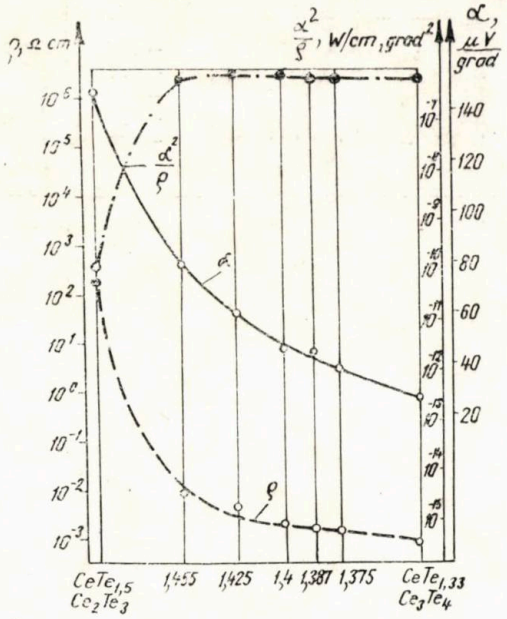


Fig. 6

reprezintă variația concentrației și mobilității purtătorilor de sarcină, în funcție de compoziție în intervalul $Ce_2Te_3 - Ce_3Te_4$.

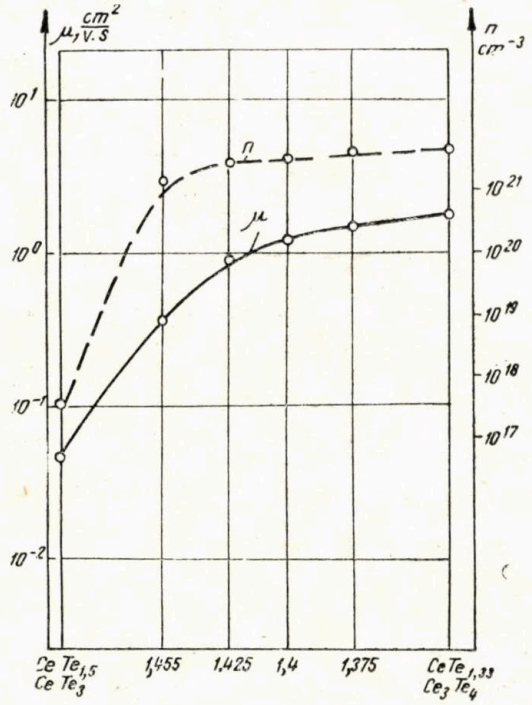


Fig. 7

Trecerea de la compușii lantanului la compușii ceriului este însoțită de o schimbare cantitativă a proprietăților.

În telururile lantanidelor care cristalizează în tipul structural Th_3P_4 există legături covalente Ln—Te și Te—Te. Prin trecerea de la

Tabela 2

Interval	Formulă	ρ $\Omega \cdot cm$	α $\mu V/grad$	α^2/ρ $w/cm \cdot grad^2$	$\varkappa$ $w/cm \cdot grad$	z $grad^{-1}$	R_H cm^3/C	n cm^{-3}	μ $cm^2/V \cdot s$
$La_2Te_3 - La_3Te_4$	$LaTe_{1,5}$	$4,45 \cdot 10^3$	-127	$3,8 \cdot 10^{-12}$	0,012	$2,98 \cdot 10^{-10}$	$-3,13 \cdot 10^1$	$2 \cdot 10^{17}$	$7 \cdot 10^{-3}$
	$LaTe_{1,455}$	$2,2 - 10^{-2}$	-71	$2,25 \cdot 10^{-7}$	0,025	$9 \cdot 10^{-6}$	$-1,04 \cdot 10^{-2}$	$6 \cdot 10^{20}$	$4,7 \cdot 10^{-1}$
	$LaTe_{1,425}$	$7,5 \cdot 10^{-3}$	-52	$3,78 \cdot 10^{-7}$	0,031	$1,2 \cdot 10^{-5}$	$-7,8 \cdot 10^{-3}$	$8 \cdot 10^{20}$	1,04
	$LaTe_{1,4}$	$5 \cdot 10^{-3}$	-38	$3,5 \cdot 10^{-7}$	0,032	$1,1 \cdot 10^{-5}$	$-7 \cdot 10^{-3}$	$8,9 \cdot 10^{20}$	1,4
	$LaTe_{1,375}$	$4 \cdot 10^{-3}$	-28	$2,34 \cdot 10^{-7}$	0,033	$7,1 \cdot 10^{-6}$	$-6,9 \cdot 10^{-3}$	$9 \cdot 10^{20}$	1,73
	$LaTe_{1,333}$	$2,7 \cdot 10^{-3}$	-17	$1,41 \cdot 10^{-7}$	0,034	$3,7 \cdot 10^{-7}$	$-6,25 \cdot 10^{-3}$	$1 \cdot 10^{21}$	2,32
$Ce_2Te_3 - Ce_3Te_4$	$CeTe_{1,5}$	$3,5 \cdot 10^2$	-143	$4 \cdot 10^{-11}$			$-2,02 \cdot 10^1$	$3,1 \cdot 10^{17}$	$4 \cdot 10^{-2}$
	$CeTe_{1,455}$	$1,5 \cdot 10^{-2}$	-79	$6,95 \cdot 10^{-7}$			$-2,14 \cdot 10^{-3}$	$2,37 \cdot 10^{21}$	$3,3 \cdot 10^{-1}$
	$CeTe_{1,425}$	$3,2 \cdot 10^{-3}$	-60	$6,98 \cdot 10^{-7}$			$-2,46 \cdot 10^{-3}$	$2,54 \cdot 10^{21}$	$8,2 \cdot 10^{-1}$
	$CeTe_{1,4}$	$2 \cdot 10^{-3}$	-47	$6,91 \cdot 10^{-7}$			$-2 \cdot 10^{-3}$	$3,13 \cdot 10^{21}$	1
	$CeTe_{1,375}$	$1,5 \cdot 10^{-3}$	-39	$6,95 \cdot 10^{-7}$			$-1,8 \cdot 10^{-3}$	$3,47 \cdot 10^{21}$	1,2
	$CeTe_{1,333}$	$1 \cdot 10^{-3}$	-27	$6,9 \cdot 10^{-7}$			$-1,56 \cdot 10^{-3}$	$4 \cdot 10^{21}$	1,56

La la Ce legătura Te—Te creşte datorită micşorării dimensiunilor celulei elementare a compuşilor ca urmare a contracţiei lantanoidice. Are loc o apropiere a anionilor şi de aici posibilitatea creşterii legăturilor covalente Te—Te.

Ca urmare, trecînd de la compuşii lantanului la compuşii ceriului se observă micşorarea rezistivităţii, mărirea forţei termoelectromotoare, creşterea conductibilităţii termice fononice, mărirea mobilităţii purtătorilor de sarcină şi micşorarea benzii de energii interzise (ca rezultat al lărgirii zonei $5p$ a telurului, cauzată de micşorarea distanţei interatomice Te—Te).

Concluzii. Cercetările din ultimul timp, efectuate în scopul descoperirii de noi materiale semiconductoare, au arătat că printre calcogenurile de lantanide există compuşi semiconductori. Dintre calcogenurile lantanidelor cele mai importante sînt compuşii de tipul Ln_2X_3 care au temperatură de topire ridicată, tensiune de vapori în vid mică şi posedă proprietăţi semiconductoare.

În lucrarea de faţă prin metode de analiză fizico-chimică s-au studiat structura şi proprietăţile telururilor de lantan şi ceriu în intervalul $Ln_2Te_3 - Ln_3Te_4$. Sinteza materialelor s-a efectuat din elemente în fiole de cuarţ vidate. Analiza cu raze X a arătat că materialele în acest interval reprezintă soluţii solide lacunare care respectă regula lui Vegard. Prin măsurări de rezistivitate, forţă termoelectromotoare şi conductibilitate termică s-a stabilit că faza cu domeniul de existenţă în intervalul Ln_2Te_3—Ln_3Te_4 are caracter de bertholid. Legătura chimică variază în acest interval de la iono-covalentă, pentru compusul Ln_2Te_3, la iono-covalentă-metalică, pentru compusul Ln_3Te_4.

LA STRUCTURE ET LES PROPRIÉTÉS DES TELLURURES DE LANTHANE ET CÉRIUM DANS L'INTERVALLE Ln_2Te_3—Ln_3Te_4

Les recherches récentes qui ont eu pour but de découvrir de nouveaux matériaux semiconducteurs ont prouvé que parmi les chalcogénures de lanthanides il y a des composés semiconducteurs. Les plus importants sont les composés du type Ln_2X_3 qui ont une haute température de fusion, une basse tension de vapeurs dans le vide et des propriétés semiconductrices.

Dans l'article présent on a étudié, à l'aide des méthodes d'analyse physique et chimique, la structure et les propriétés des tellurures de lanthane et cérium dans l'intervalle Ln_2Te_3 — Ln_3Te_4. La synthèse des matériaux a été exécutée dans des fioles de quartz vidées. L'analyse par les rayons X a démontré que, dans cet intervalle, les matériaux sont des solutions solides à lacunes qui sont conformes à la règle de Vegard. En mesurant la résistivité, la force thermo-électromotrice et la conductibilité thermique, on a établi que la phase comprise dans l'intervalle Ln_2Te_3—Ln_3Te_4 a les caractéristiques du bertholide. La liaison chimique varie, dans cet intervalle, depuis l'iono-covalente, pour le composé Ln_2Te_3, jusqu'à la iono-covalente métallique, pour le composé Ln_3Te_4.

STRUCTURE AND PROPERTIES OF LANTHANUM AND CERIUM TELLURIDES IN THE Ln_2Te_3—Ln_3Te_4 INTERVAL

Recent investigations, carried out in view of new semiconductor material discovering, showed that lanthanum chalcogenides enclose several semiconductive compounds. Most important among these are compounds of the Ln_2X_3 type, possessing high melting temperatures, low vacuum vapour tensions and semiconductive properties.

The present paper studies — by means of physico-chemical analyse — structure and properties of lanthanum and cerium tellurides in the Ln_2Te_3 — Ln_3T_4 interval. Starting from components, synthesis was realized in suction quartz flasks X—ray analyse showed that materials belonging to this domain are lacunary solid solutions, obeying Vegard's rule. By tests of resistivity, electromotive force and thermal conductivity, it was established that the phase, with existance domain in the Ln_2Te_3—Ln_3Te_4 interval, has a bertholide character. The chemical bond varies in the interval from ionic—covalente — for the Ln_2Te_3 compound, to metallic ionic-covalente— for the Ln_3Te_4 compound.

BIBLIOGRAFIE

[1] Miller J. F., Reid F. J. şi Himes R. C. J. Electrochem. Soc. 106, nr. 12, 1959, p. 1043.
[2] Gschneider K. A. *Rare earth alloys*, New-York, 1961.
[3] Ramsey T. H., Steinfink H. şi Weiss E. J. Inorg. Chem., 4, 8, 1965, p. 1154.
[4] Kalitin V. I., Iarembas E. I. şi Lujnaia N. P. Neorg. materiali, 2, 11, 1966, p. 1930.
[5] Lin W., Steinfink H. şi Weiss E. J. Inorg. Chem., 4, 6, 1965, p. 877.
[6] Ioffe A. F. *Poluprovodnikovie termoelementi*. Moscova, 1960.

CZ 662.741.3 : 539.4.016.3

Proprietățile cocsului și rezistența termomecanică*

Ing. Șt. FORIZS
Combinatul siderurgic – Hunedoara

Scăderea treptată a participării volumetrice a cocsului în încărcătura furnalului (fig. 1) și a consumului specific de cocs (fig. 2) a impus ca în ultimul timp, pe lîngă preocupările privind rezistența mecanică a cocsului, să se analizeze în mod critic și influența celorlalte proprietăți [1], [2].

Este de remarcat, de exemplu, că la recentul congres „Cocsul în siderurgie" de la Charleroi,

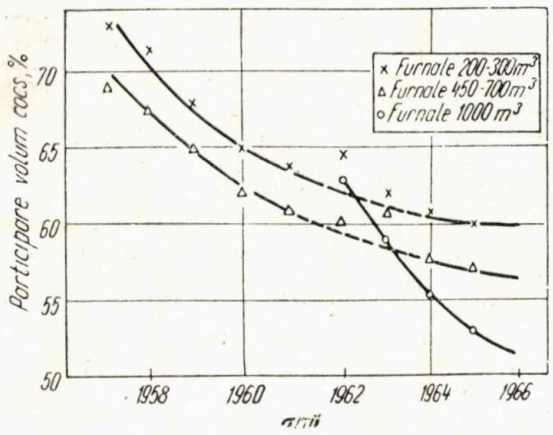


Fig. 1

comportării cocsului i s-a rezervat o grupă specială de lucrări. Din cele 11 lucrări din această secție (secția C) numai o parte redusă s-a ocupat de rezistența mecanică a cocsului în sensul uzual al acestei noțiuni. Majoritatea lucrărilor au indicat orientarea specialiștilor spre reactivitate și alte modalități de apreciere a calității cocsului [3].

Acest interes deosebit pentru metode noi de investigație se datorește faptului că, în noile condiții, tot mai des apar contradicții între rezistența cocsului, determinată prin metode obișnuite, și comportarea acestuia în furnal. În practica mondială apar tot mai des lucrări în care nu se scoate în evidență rezistența mecanică a cocsului metalurgic în ansamblu, ci rezistența structurală, adică a bucăților individuale fără fisuri vizibile. Obținerea unui astfel de cocs, în cazul cocsului clasic, este posibilă numai prin prelucrarea mecanică a cocsului metalurgic, adică prin realizarea fisurilor formate anterior. Evident că după o astfel de „prelucrare" și resortare granulația absolută a cocsului scade, dar bucățile rămase, avînd o uniformitate ridicată ca mărime, vor fi mai rezistente și vor avea o comportare mai bună în furnal (celelalte caracteristici rămînînd constante).

Ca exemplu se poate cita siderurgia japoneză care cu cocs prelucrat mecanic și sortat a realizat, în cazuri individuale, consumuri specifice de 400 kg cocs/t fontă [4].

Deoarece apariția fisurilor în furnal are loc și prin continuarea procesului de cocsificare, este posibilă efectuarea unor încercări similare al căror scop să fie modelarea, în anumită măsură, a fenomenelor și proceselor din furnal. Una din metodele de acest gen este aprecierea rezistenței termomecanice a cocsului metalurgic [5], [6], [7].

În cele ce urmează se redau rezultatele încercărilor care indică legătura rezistenței termomecanice cu celelalte caracteristici ale cocsului și cu comportarea lui în furnal.

Lucrările privind rezistența termomecanică a cocsului metalurgic au căutat să cuprindă legătura dintre acest criteriu nou și diferiții parametri legați de fabricarea și folosirea cocsului, și anume:

— calitatea materiei prime și proprietățile șarjei;
— proprietățile cunoscute ale cocsului;
— comportarea cocsului în furnale;
— consumul specific de cocs.

Analiza variației rezistenței termomecanice în funcție de conținutul de materii volatile

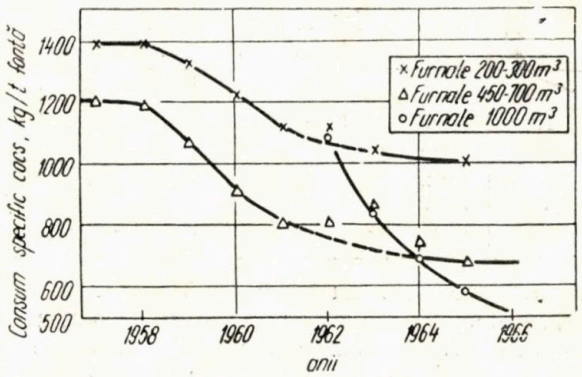


Fig. 2

din șarjă (fig. 3) arată o ușoară creștere a acesteia cu creșterea conținutului de materii volatile în domeniul de 27 — 32 % $V_{105\,°C}$, după care apare o ușoară tendință de scădere.

* La efectuarea probelor de rezistență termomecanică și la prelucrarea datelor au mai participat: ing. E. Gherghel; tehnicieni: T. Marcu, P. Marcu; laboranți: G. Spörl, I. Colompar, C. Ciobanu-Dobrin, V. Crăciun, E. Balosin, I. Holom, E. Greff și alții.

Reprezentarea capacității de aglutinare a șarjei prin metoda Sapojnikov, și anume prin valoarea Y (mm) arată îmbunătățirea rezistenței termomecanice a cocsului (fig. 4) o dată cu creșterea valorii acesteia.

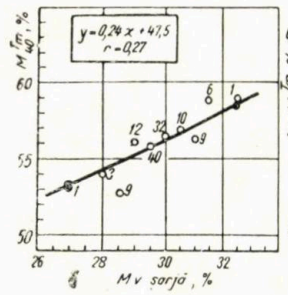


Fig. 3

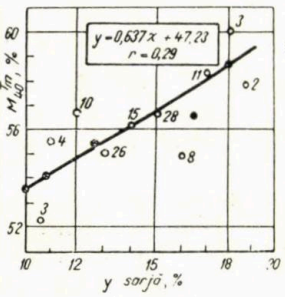


Fig. 4

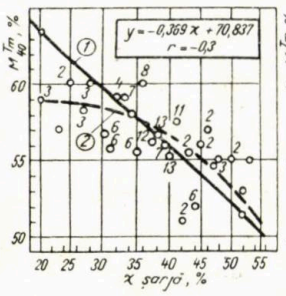


Fig. 5

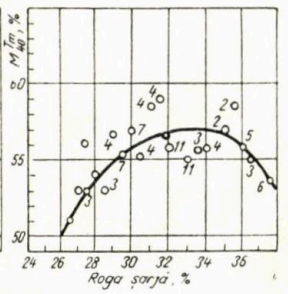


Fig. 6

În același timp, la verificarea influenței contracției cocsului X (mm) asupra rezistenței termomecanice, s-a constatat o relație inversă. De fapt creșterea mai bruscă a contracției peste $X = 40$ mm înseamnă predominarea în șarjă a huilelor tinere insuficient degresate (vezi curba 2 din fig. 5), din care cauză corelația dintre aceste valori nu este liniară. Deosebit de interesantă este variația rezistenței termomecanice a cocsului în funcție de indicele de aglutinare Roga al șarjei folosite la cocsificare. După cum se vede din figura 6, în condițiile din 1963, domeniul optim al aglutinării șarjelor a fost la I.R. = 31—35%.

În partea stîngă a diagramei se găsesc șarjele prea puternic degresate: la I.R. = 31—35 șarjele au echilibru structural optim; la creșterea indicelui de aglutinare se observă deplasarea echilibrului structural la șarjele nedegresate suficient, adică cu predominarea valențelor libere nelegate în procesul de cocsificare.

În felul acesta se confirmă rolul indicelui de aglutinare Roga în aprecierea calității atît a materiei prime, cît și a șarjei. Acest criteriu de calitate însă nu numai că permite să se aprecieze, de exemplu, efectul gradului de măcinare a componenților șarjei descrise anterior [8] ci, în combinație cu alte metode de investigație, devine o caracteristică sensibilă a calității șarjei, care permite să se prevadă comportarea în furnale a cocsului obținut din amestecul respectiv și condițiile date.

În ceea ce privește modul de pregătire a șarjei se poate arăta că în condițiile actuale, la o participare a cărbunilor LUV în proporție de peste 50%, granulația șarjei este determinată de acest amestec de bază [8] (tabela 1).

Cercetările au arătat că creșterea fracției mai mici de 3 mm duce la creșterea rezistenței termomecanice (fig. 7). Variația fracției mărunte din șarjă (mai mică de 0,5 mm) cu toată oscilația mare a repartizării punctelor indică scăderea rezistenței termomecanice (fig. 8) la depășirea proporției de circa 55% a fracției de 0,5 mm din șarjă. După cum s-a mai arătat [8] și după cum rezultă și din tabela 1 creșterea procentului de fracții mărunte se datorește măcinării prea avansate a huilelor ameliorante.

Influența regimului de cocsificare s-a putut cerceta numai la probele luate la opriri planificate, ale căror rezultate prezentate în figura 9 indică o creștere a rezistenței termomecanice pînă la perioada de cocsificare de 18 h, după care, chiar la perioade mari (peste 20 h, fără interes practic), ea rămîne la același nivel. Aceste date arată că, deși în perioada analizată, la condițiile date, perioada minimă de cocsificare a fost de 17,5 h, cocs de calitate mai bună s-a obținut însă la perioade de 18 h la o temperatură de 1 375—1 380°C în verticalele de încălzire.

Rezistența termomecanică, prin caracterul de calitate însă nu numai că permite să se aprecieze, de exemplu, efectul gradului de măcinare a componenților șarjei descrise anterior [8] ci, în combinație cu alte metode de investigație, devine o caracteristică sensibilă a calității șarjei, care permite să se prevadă comportarea în furnale a cocsului obținut din amestecul respectiv și condițiile date.

În ceea ce privește modul de pregătire a șarjei se poate arăta că în condițiile actuale, determinării, dezvăluie legăturile cu celelalte caracteristici ale cocsului care prin rezistența la rece sînt mai puțin evidențiate. Astfel, de exemplu, modul de răcire umedă (folosit practic în majoritatea cocseriilor existente) are un efect negativ foarte mare asupra comportării cocsului la sarcina termodinamică. Tensiunile interne care se formează la răcire, prezența apei în diferite proporții în cocsul rece, degajarea bruscă a acestei ape la temperaturi

Tabela 1

1963 luna	Lupeni			Amestec cărbune			Degresant			Șarja T.1			Șarja T.2		
	0,3%	3%	0,3%	0,5%	0,3%	3%	0,3%	0,5%	3%	0,3%	0,5%	3%	0,3%	0,5%	3%
III	max. 54,5	59,0	94,0	62,0	65,0	97,0	82,0	84,0	99,5	99,0	63,0	94,0	54,0	59,0	94,0
	min. 38,0	42,0	86,5	48,0	53,0	91,0	58,5	63,0	95,5	43,5	49,0	90,0	44,6	48,0	89,0
	med. 44,3	48,9	90,7	55,7	60,3	94,8	73,4	76,4	98,9	50,3	54,3	92,4	50,1	54,6	92,3
IV	max. 55,0	53,5	92,0	60,0	67,0	96,5	78,5	85,1	99,5	57,0	59,0	95,0	52,5	57,5	94,0
	min. 39,0	40,5	87,5	42,0	52,5	82,0	68,0	71,5	98,0	43,0	48,0	98,0	47,0	46,5	84,5
	med. 43,6	49,4	90,5	52,3	57,5	94,8	73,7	76,3	99,0	48,8	52,0	92,0	48,3	52,9	91,8

mult mai mari decît cea a evaporării normale, duc la slăbirea puternică a macrostructurii cocsului. Creşterea umidităţii cocsului duce deci la slăbirea termodinamică a acestuia (fig. 10). Chiar sub acest aspect privită, problema construirii la U.C.C.H. a unei instalaţii

cărei şarje în parte şi regimul termohidraulic (temperatura şi perioada de cocsificare) al cuptoarelor de cocs.

Necesitatea continuării şi terminării procesului de cocsificare la reîncălzirea acestuia în cuptor apare în cazul experienţelor arătate

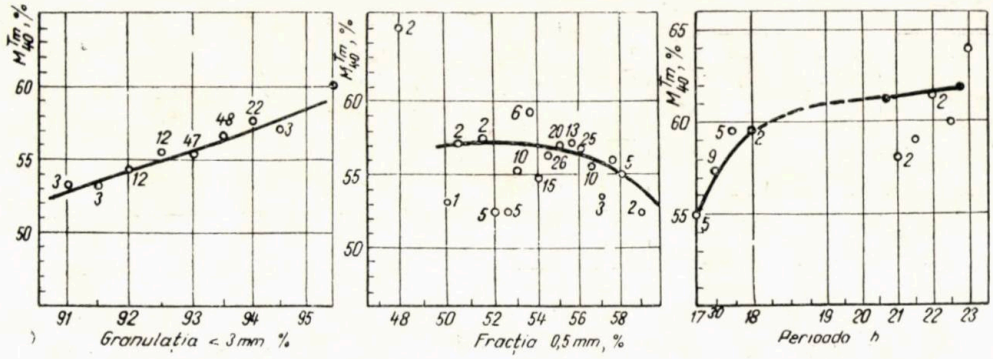


Fig. 7 Fig. 8 Fig. 9

de stingere uscată devine tot mai actuală, ca şi îmbunătăţirea sistemului actual de stingere.

După cum susţine K.I. Sîskov [9] scăderea rezistenţei cocsului datorită incluziunilor minerale este mai mare la cocsuri cu textură neomogenă. Această ipoteză de lucru se confirmă prin urmărirea variaţiei rezistenţei termomecanice, în funcţie de conţinutul de cenuşă fie a cocsului înainte de încercare la rece (curba *1*), fie a cocsului reîncălzit (curba *2*) (fig. 11). După cum se vede creşterea parţială a cenuşii în urma experienţei nu schimbă caracterul variaţiei curbei. Datele prezentate în figura 11 arată din nou rolul nefavorabil al conţinutului de cenuşă ridicat în cazul materiei prime U.C.C.H. Concluzia rămîne valabilă şi pentru alte cocsuri şi mai eterogene decît acest cocs, de exemplu pentru ferococs, cocs bazic etc.

Este cunoscut faptul că în cazul cocsificării clasice procentul ridicat de materii volatile în

sau chiar în furnal; acest fapt duce la degajări suplimentare de materii volatile cu toate consecinţele acestui proces: modificarea structurii, contracţia, apariţia de fisuri suplimentare pe lîngă realizarea celor existente, care, în ultimă instanţă, duc la scăderea rezistenţei cocsului la sarcini termodinamice.

Datele prezentate în figura 12 ilustrează destul de evident cele spuse. Faptul că, la valorile din 1963 atît influenţa umidităţii, cît şi a materiilor volatile (fig. 10 şi 12) este mai puternică, atrage atenţia asupra acestor indici mai ales la ritmul de producţie forţat, unde rezervele de temperatură şi perioadă sînt mici şi la care deficienţe tehnologice mici pot duce la scăderea rezistenţei termomecanice a cocsului.

Dintre proprietăţile fizico-chimice ale cocsului reactivitatea are o influenţă sensibilă în furnal [2]; de aceea s-a analizat aportul

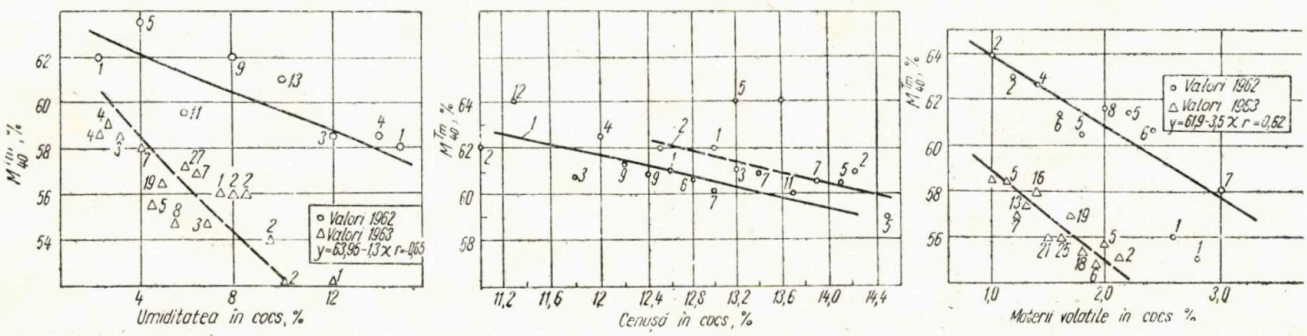


Fig. 10 Fig. 11 Fig. 12

cocs înseamnă neterminarea procesului de cocsificare. Cauzele directe ale acestui fenomen pot fi pe de o parte creşterea conţinutului de huile tinere în şarjă şi, pe de altă parte, dereglarea regimului termic. În ambele cazuri efectul este acelaşi: nerespectarea concordanţei necesare dintre compoziţia, caracteristicile fie-

ei în dezvoltarea fenomenelor ce au loc la reîncălzirea cocsului. Trebuie subliniat faptul că este vorba de reactivitatea cocsului în ansamblu, deci nu numai la reacţiile carbonului cu CO_2 sau O_2, ci de tot complexul fenomenelor din cocsul metalurgic ca material eterogen. Din acest motiv s-a considerat chiar necesară

arderea unei mici cantități de cocs cu formare de CO_2 care se reduce în CO. În felul acesta pierderea de greutate diferită a cocsurilor diferite nu este o deficiență, ci o caracteristică suplimentară a metodei. Oxizii metalelor din cenușa cocsului (SiO_2, Al_2O_3, Fe_2O, CaO etc.) figura 15, arată influența rezistenței termomecanice în procesul de elaborare a fontei. Această influență este cu atît mai puternică, cu cît se îmbunătățesc condițiile de asigurare cu materia primă de calitate a furnalului (creșterea scoaterii metalice din șarjă, aglomerat auto-

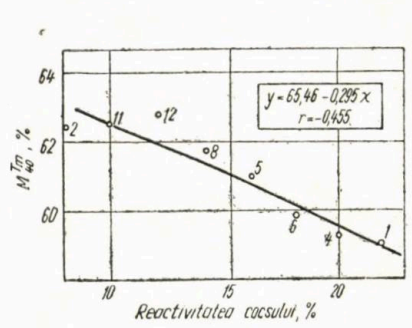


Fig. 13

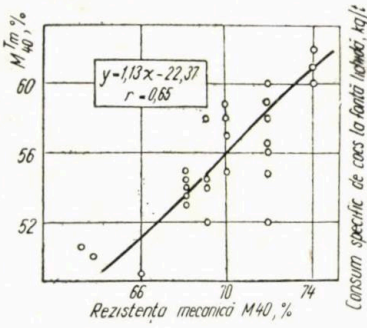


Fig. 14

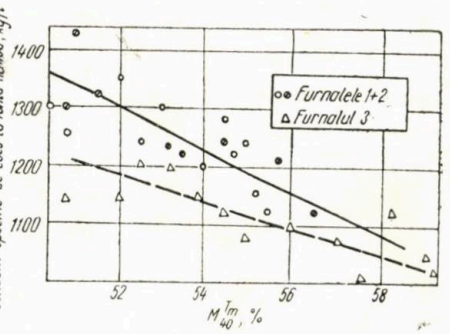


Fig. 15

în procesul de reîncălzire suferă transformări care nu pot fi neglijate. Astfel, de exemplu, oxizii de fier neredușii la cocsificare pot fi reduși la reîncălzire [9], iar oxizii ceilalți pot forma zgure, ducînd la slăbirea structurii cocsului. Într-adevăr rezultatele obținute au arătat că, un cocs mai reactiv față de CO_2 sau față de alți agenți gazoși la temperaturi pînă la 1 100°C are o rezistență termomecanică mai mică (fig.13).

Comparînd comportarea cocsului sub sarcini termodinamice cu rezistența la temperatura mediului ambiant s-a constatat o corespondență bună între aceste două valori, dacă se respectă toate condițiile de luarea probelor și încărcarea în tobă, respectiv în cuptor (fig. 14). Din acest punct de vedere este absolut necesar ca să se monteze colectoare automate de probe care exclud subiectivitatea luării probelor.

Efectul principal al distrugerii structurii cocsului sub sarcinile termodinamice din furnal constă din formarea unor cantități mari de cocs mărunt, cu toate consecințele nefavorabile ale acestuia asupra mersului furnalului. Formarea cantităților mari de mărunt în cocs duce la scăderea permeabilității coloanei de materiale. Cocsul mărunt format în zonele superioare ale furnalului duce la creșterea pierderilor de cocs antrenat cu gazul de furnal, iar în zonele inferioare, în jurul gurilor de aer cocsul mărunt trece în zgură nemailuînd parte în procesul de ardere, ducînd la răcirea și mărirea viscozității zgurelor primare, deci la dereglarea regimului termohidraulic al furnalului. Concomitent apar frecvent neajunsuri tehnologice, ca arderea gurilor de aer etc.

Toate aceste observații privind comportarea furnalului pot fi materializate prin urmărirea variației consumului specific de cocs în funcție de rezistența termomecanică a acestuia.

Determinările orientative din martie 1963, pentru furnalele 1—2, și din septembrie, pentru furnalul 3 (după reparație), prezentate în fondant, eliminarea fracțiilor mărunte din aglomerat și cocs etc.) și cu cît scade nivelul absolut de consum specific și deci participarea volumetrică a cocsului.

În aceste condiții rezistența termomecanică dă indicații prețioase mai ales la folosirea cocsurilor diferite sau la schimbarea bazei de materii prime pentru cocs sau a condițiilor de fabricație. Aceste indicații, prin legătura strînsă cu metodele uzuale de apreciere a calității cocsului și prin complexitatea mai mare a lor, pot servi la prevederea, în anumită măsură, a comportării cocsului în furnal, făcînd posibilă luarea măsurilor din timp atît la cocserie, pentru îmbunătățirea calității, cît și la furnal, pentru evitarea deranjamentelor.

LES PROPRIÉTÉS DU COKE ET LA RÉSISTANCE THERMOMÉCANIQUE

On montre la relation qui existe entre la résistance thermomécanique du coke et les autres caractéristiques du coke et de la charge : la teneur en matières volatiles dans la charge, la capacité d'aglutination de la charge, la contraction du coke, la granulation de la charge, l'influence de la teneur en cendres, la réaction du coke.

COKE PROPERTIES AND THERMOMECHANICAL RESISTANCE

The paper presents results pointing out the connection between thermomechanical resistance of coke and other characteristics of coke and charge, as : charge volatile content, charge agglutinating capacity, coke contraction, charge grain size, influence of ash content, coke reactivity.

BIBLIOGRAFIE

[1] Forizs Șt. Metalurgia 18, nr. 9, 1966, p. 497—500.
[2] Forizs Șt. Metalurgia 19, nr. 3, 1967, p. 125—129.
[3] Selkov A. K. Cocs i Himia, nr. 2, 1967, p. 43—44.
[4] Schopa H. ș. a. Stahl und Eisen 86, nr. 22, 1966, p. 1469—1473.
[5] Forizs Șt. Brevet R.S. România, nr. 43. 936.
[6] Barbu I., Ștefănescu I. și Reinhorn G. Metalurgia 19, nr. 1, 1967, p. 3—5.
[7] Forizs Șt. Metalurgia 19, nr. 9, 1967, p. 481—485.
[8] Forizs Șt. Metalugia 17, nr. 8, 1965, p. 401—405.
[9] Siskov K. I. *Comportarea cocsului la temperaturi înalte* Ed. Metallurg, Moscova, 1962.

CZ 621.774.35.07

Stabilirea ecuației suprafeței calibrului rolelor la laminoarele reductoare-alungitoare pentru țevi

Ing. V. BRĂNIȘTEANU, ing. M. FĂCLIERU și lector C. ACKER
Uzina metalurgică — Iași Institutul politehnic — Iași

Fabricarea țevilor cu sau fără sudură cu diametru mic direct prin sudare sau laminare la cald este, în general, neeconomică din cauza productivității instalației sau, la țevile fără sudură, imposibilă din cauza diametrului interior mic al țevilor. De aceea țevile de diametru mic se execută, de regulă, la laminoare reductoare dintr-o țeavă eboșă încălzită, fabricată prin procedeele clasice. Folosirea laminoarelor reductoare permite lărgirea sortimentului instalațiilor de laminat țevi.

Importanța laminoarelor reductoare a crescut mai mult în ultimii ani deoarece prin aplicarea tracțiunii se lărgește domeniul lor de utilizare, permițînd obținerea concomitentă cu o reducere de diametru și a unei reduceri importante a grosimii peretelui. De aceea aceste laminoare reductoare la cald se numesc laminoare reductoare-alungitoare. Cele mai utilizate sînt laminoarele reductoare-alungitoare cu trei role în cajă.

Cu un astfel de laminor este dotată Uzina metalurgică—Iași, existînd perspectiva de dotare și a altor uzine de țevi din țară. Pornind de la o țeavă eboșă, de obicei de Ø 77 × 2,5 — — 3 și Ø 114 × 3—5, lungă de 80 m și încălzită într-un cuptor tunel pînă la temperatura de 1 000—1 100°C, se fabrică, prin reducere pe laminorul reductor-alungitor la cald, țevi cu diametre cuprinse între 17 și 108 mm și grosimi de perete cuprinse între 2 și 5 mm.

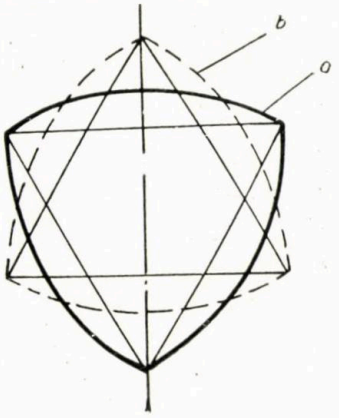


Fig. 1

Laminorul reductor-alungitor este format de obicei dintr-un număr de 16—20 caje. În fiecare cajă se găsesc trei role amplasate la 120° între ele. Pentru acoperirea jocurilor, rolele cajei următoare sînt decalate cu 60° în raport cu cele ale cajei precedente.

Cele trei role formează, față de axa laminatului, un locaș în formă de triunghi curbiliniu prin care trece metalul. Acest triunghi curbiliniu din axul de laminare formează un calibru (fig. 1).

În lungul laminorului de la prima pînă la ultima cajă calibrele se succedă unul după altul

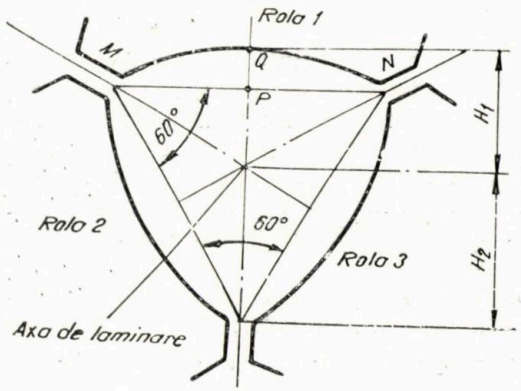


Fig. 2

fiind din ce în ce mai mici și mai apropiate de forma rotundă, ultimul avînd forma unui cerc cu diametrul egal cu diametrul finit al țevii plus mărimea contracției pentru diametrul respectiv la temperatura de sfîrșit de laminare.

Elementele principale (fig. 2) ale unui calibru de laminare, pentru obținerea unui anumit diametru final, sînt:

— mărimea calibrului H, egală cu suma semiaxelor calibrului:

$$H = H_1 + H_2;$$

— coeficientul de ovalizare al calibrului ζ egal cu raportul dintre semiaxa mică H_1 și semiaxa mare H_2:

$$\xi = \frac{H_1}{H_2}.$$

Mărimile H și ξ sînt calculate în funcție de reducerea totală de diametru de la țeava eboșă la țeava finită, de numărul de caje, de mărimea admisă a reducerii pe fiecare cajă. De asemenea, se ține seama de o serie de considerente ale teoriei deformărilor plastice cu aplicații practice la fabricarea țevilor prin reducere fără dop sau dorn la interior.

În consecință, mărimile geometrice H_1 și H_2 ale calibrului sînt soluțiile sistemului de ecuații:

$$\begin{aligned} H_1 - \xi H_2 &= 0 \\ H_1 + H_2 &= H \end{aligned} \qquad (1)$$

Prelucrarea finală a rolelor de laminare se execută cu rolele montate în cajă pe o maşină specială de alezat cu două axe; fiecare ax prelucrează cîte un grup de trei role din caja dublă. Caja se montează pe maşina de alezat, completă şi în aceeaşi poziţie ca pe laminor.

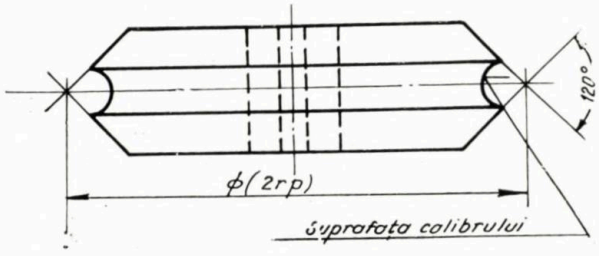


Fig. 3

Degroşarea porţiunii care va forma calibrul de lucru şi prelucrarea finală a celorlalte suprafeţe se execută pe un strung obişnuit.

Rola de laminare (fig. 3) este turnată din fontă, în cochilă, şi se prezintă sub formă de două trunchiuri de con lipite de-a lungul bazelor mari, avînd o gaură de fixare cu un locaş de pană.

Unghiul format de cele două generatoare ale trunchiurilor de con este de 120° şi este constant; diametrul ($2\ r_p$) are pentru primele patru caje, de obicei, 330 mm, iar pentru restul cajelor, 270 mm.

Suprafaţa calibrului la fiecare rolă degroşată separat se prelucrează final pe maşina de alezat, constituind una din laturile triunghiului curbiliniu al calibrului, celelalte două laturi fiind formate de celelalte două role.

Schema de prelucrare a rolelor din cajă este reprezentată în figura 4.

După cum se vede din figură prelucrarea se execută cu un cuţit de alezat avînd vîrful la distanţa r faţă de axa maşinii (care corespunde cu axa calibrului) într-un plan la distanţa e faţă de planul de simetrie al celor trei role, perpendicular pe axa maşinii. Rolele au o mişcare de rotaţie în jurul axei proprii $O'Z$, iar cuţitul are o mişcare de rotaţie în planul de alezat. Distanţa e se reglează cu micrometrul. Cînd planul de simetrie corespunde cu planul de alezare ($e = 0$) calibrul are o formă circulară. După cum s-a arătat acest lucru se întîmplă numai la ultima cajă a laminorului unde se efectuează calibrarea. În această situaţie:

$$H_1 = H_2 = r; \quad e = 0.$$

Problema principală de rezolvat este determinarea matematică precisă a formei şi a elementelor celor trei curbe ce formează împreună calibrul de laminare; aceasta se concretizează matematic în găsirea ecuaţiei suprafeţei calibrului pentru fiecare valţ în parte.

Găsirea ecuaţiei suprafeţei calibrului permite, în continuare, determinarea teoretică precisă a parametrilor e şi r pentru reglarea

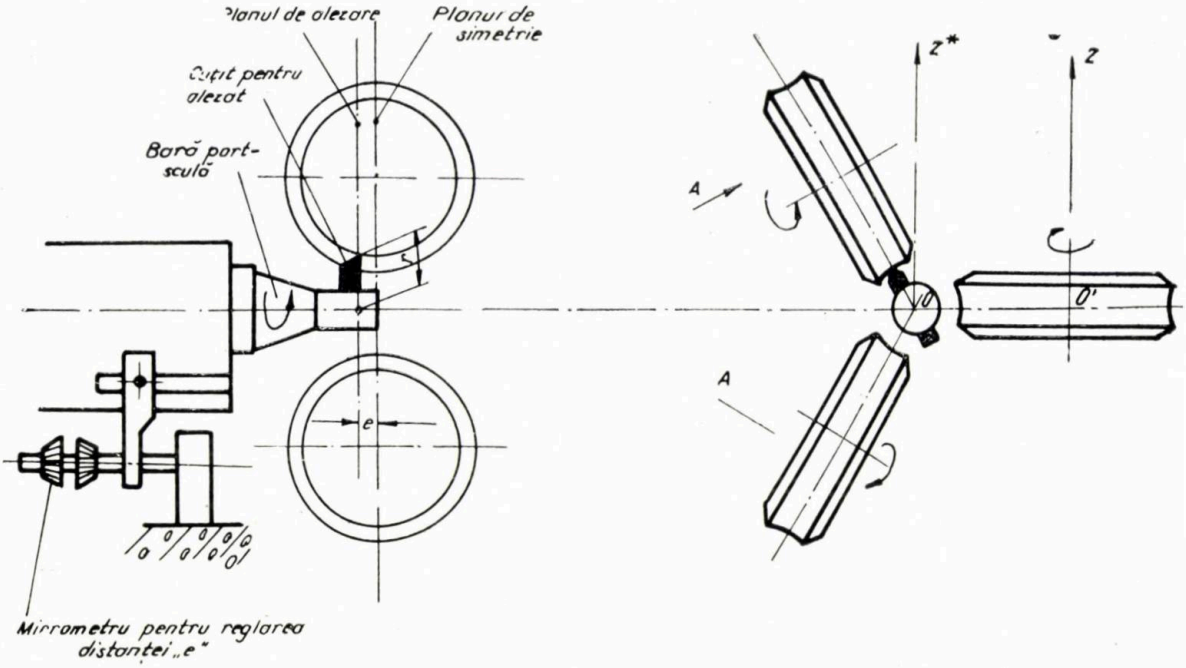


Fig. 4

sculei maşinii de alezat în funcţie de H_1 şi H_2, calculate după sistemul de ecuaţii (1).

Găsirea ecuaţiei suprafeţei calibrului mai are rolul de a stabili exact perimetrul ţevii (suma lungimii celor trei arce), deci să se poată determina suprafaţa transversală a ţevii, în fiecare cajă şi, pe această bază, să se poată

calcula exact turația cilindrilor în fiecare cajă a reductorului din condiția ca debitul de material (produsul între secțiunea țevii și viteza în cajă) să fie constant, ținîndu-se seama de teoria deformațiilor plastice la cald, particularizată în acest caz.

Stabilirea ecuației suprafeței calibrului. Dimensiunile H_1 și H_2 în funcție de elementele unei role (fig. 2) sînt date de relațiile :

$$MN = H_2\sqrt{3}$$
$$PQ = H_1 - \frac{H_2}{2}. \qquad (2)$$

Se consideră rola într-un sistem de coordonate $OX^+OY^+Z^+$ cu originea în vîrful rolei care corespunde cu axa de rotație a cuțitului care prelucrează cu raza r, într-un plan de alezare situat la distanța e de planul Y^+OZ^+ (fig. 5).

Într-o poziție dată de unghiul α (fig. 5) al vîrfului cuțitului la raza r și în planul situat la distanța e coordonatele sînt date de sistemul de ecuații :

$$\begin{aligned} x^+ &= e, \\ y^+ &= r\cos\alpha, \\ z^+ &= r\sin\alpha \end{aligned} \qquad (3)$$

Considerînd sistemul de coordonate $O'XYZ$ (axa $O'Z$ fiind axa de rotație a rolei), care se rotește o dată cu valțul, θ fiind unghiul variabil între OX^+ și $O'X$, coordonatele punctelor $x^+\ y^+\ z^+$ (vîrful cuțitului) în noul sistem sînt date de următoarele relații :

$$\begin{aligned} x^+ &= x\cos\theta - y\sin\theta \\ y^+ &= x\sin\theta + y\cos\theta + r_p \\ z^+ &= z \end{aligned} \qquad (4)$$

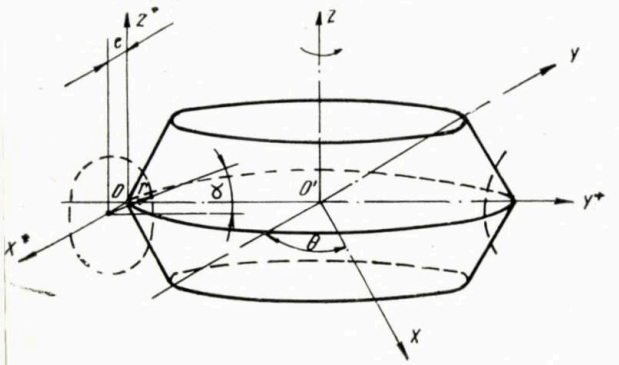


Fig. 5

Înlocuind în sistemul de ecuații (4) valorile coordonatelor vîrfului cuțitului $x^+y^+z^+$ date de sistemul de ecuații (3), se obțin ecuațiile parametrice ale suprafeței calibrului :

$$\begin{aligned} x &= e\cos\theta + (r\cos\alpha - r_p)\sin\theta \\ y &= -e\sin\theta + (r\cos\alpha - r_p)\cos\theta \\ z &= r\sin\alpha \end{aligned} \qquad (5)$$

În coordonate carteziene eliminînd parametrii se obține ecuația suprafeței

$$(r_p \pm \sqrt{x^2 + y^2 - e^2})^2 + z^2 = r^2 \qquad (6)$$

Intersectînd această suprafață cu planul $x = 0$, se găsește ecuația curbei într-un plan

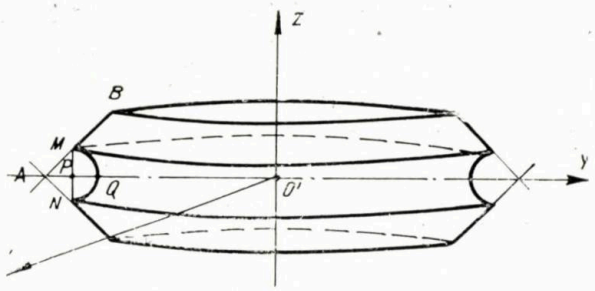


Fig. 6

radial al rolei de laminare. Aceasta este de fapt curba care dă una din cele trei laturi ale calibrului de laminare

$$(r_p \pm \sqrt{y^2 - e^2})^2 + z^2 = r^2 \qquad (7)$$

Determinarea parametrilor e și r. În continuare este necesar să se particularizeze sistemul de ecuații (5) punînd condiții de loc legate de datele inițiale ale problemei respectiv de valorile lui MN și PQ și, în final, de valorile lui H_1 și H_2.

Pentru a determina coordonatele unui punct M (fig. 6) de pe cercul de rază maximă a calibrului, se impune în sistemul de ecuații (5) :

$$z = \frac{MN}{2} = r\sin\alpha,$$

de unde :

$$\sin\alpha = \frac{MN}{2r}$$

și se alege valoarea cea mai mică a lui α, de regulă din cadranul I, pentru care $\cos\alpha > 0$. Introducînd această valoare în primele două ecuații parametrice ale suprafeței și eliminînd pe θ, se obțin ecuațiile cercului ce conține punctul M :

$$z = \frac{MN}{2}$$
$$x^2 + y^2 = e^2 + \frac{1}{4}(\sqrt{4r^2 - MN^2} - 2r_p)^2 \qquad (8)$$

Coordonatele punctului M de pe acest cerc situat în planul YOZ sînt :

$$O, -\sqrt{e^2 + \frac{1}{4}(\sqrt{4r^2 - MN^2} - 2r_p)^2}, \frac{MN}{2}.$$

Ecuațiile cercului de rază minimă a suprafeței calibrului se obțin impunînd condiția :

$$z = 0$$

de unde :

$$\alpha = 0$$

Introducînd această valoare în primele două ecuaţii parametrice ale suprafeţei şi eliminînd pe θ se obţin ecuaţiile cercului ce conţine punctul Q :

$$z = 0$$
$$x^2 + y^2 = e^2 + (r - r_p)^2 \qquad (9)$$

Coordonatele punctului Q de pe acest cerc situat în planul YOZ sînt :

$$O, \sqrt{e^2 + (r - r_p)^2}, O$$

Rezultă că coordonata y a punctului M se poate exprima în două feluri, şi anume :

$$\sqrt{e^2 + \frac{1}{4}(\sqrt{4r^2 - MN^2} - 2r_p)^2} \qquad (10)$$

$$(PQ + \sqrt{e^2 + (r - r_p)^2}) \qquad (11)$$

Ecuaţia generatoare AB se exprimă prin relaţia :

$$z = \sqrt{3}\,(y + r_p). \qquad (12)$$

Punctul M se află pe generatoarea exprimată prin relaţia (12). Introducînd valoarea lui z pentru punctul M ca $z = \frac{MN}{2}$ şi valorile lui y pentru punctul M exprimate pe rînd prin coordonatele (10) şi (11), se obţin ecuaţiile :

$$e^2 + (r - r_p)^2 = \left(r_p - PQ - \frac{MN}{2\sqrt{3}}\right)^2 \qquad (13)$$

$$\left(r_p - \frac{MN}{2\sqrt{3}}\right)^2 = e^2 + \frac{1}{4}\sqrt{(4r^2 - MN^2 - 2r_p)^2} \qquad (14)$$

Ecuaţiile (13) şi (14) sînt în e şi r. Din ecuaţia (13) rezultă :

$$r = r_p - \sqrt{\left(r_p - PQ - \frac{MN}{2\sqrt{3}}\right)^2 - e^2} \qquad (15)$$

deoarece :

$$r - r_p < 0$$

Din (13) şi (14) egalînd valorile lui r^2 se obţine o ecuaţie în e de gradul doi, în două moduri, care duce la găsirea expresiei lui e^2 în funcţie de MN şi PQ.

Înlocuind valorile lui MN şi PQ conform relaţiilor (2) atît în expresia lui e^2, cît şi în expresia lui r dată de ecuaţia (15), se găsesc relaţiile care dau mărimile lui e şi r :

$$e = \frac{1}{A}\sqrt{\left[\left(2r_p - H_1 - \frac{H_2}{2}\right)^2 - \frac{A^2}{4}\right]\left[\frac{A^2}{4} - \left(H_1 - \frac{H_2}{2}\right)^2\right]} \qquad (16)$$

în care :

$$A = \frac{H_2^2}{r_p} - \frac{H_1^2}{r_p} + 2H_1 - H_2$$

$$r = r_p - \sqrt{(r_p - H_1)^2 - e^2}. \qquad (17)$$

Relaţiile (16) şi (17) permit calcularea exactă a parametrilor de reglare a sculei care prelucrează valţurile cajei laminorului reductor-alungitor.

Ecuaţiile suprafeţei calibrului în coordonate polare (5) şi coordonate carteziene (6) folosesc la efectuarea în continuare a unor studii şi cercetări cu privire la calculul calibraţiei şi la calculul turaţiilor motoarelor de antrenare a laminoarelor reductoare-alungitoare cu trei role, utilizate pentru reducerea ţevilor.

L'ÉTABLISSEMENT DE L'ÉQUATION DE LA SURFACE DU CALIBRE DES CYLINDRES DES LAMINOIRS RÉDUCTEURS-ÉTIREURS POUR TUBES

L'article aborde le problème du calcul, du point de vue analytique, de la surface du calibre des galets des laminoirs réducteurs-étireurs pour tubes. On précise l'équation de la surface du galet, avec laquelle on calcule les paramètres de réglage de l'outil qui sert à son usinage. L'expression analytique de la surface du calibre permet en même temps de considérer à nouveau les calculs aproximatifs effectuées jusqu'à présent pour établir le calibrage et pour accorder les moteurs des laminoirs réducteurs-étireurs pour tubes.

CALIBER SURFACE EQUATION OF ROLLS IN STRETCHREDUCING TUBE MILLS.

The paper presents — from analytical viewpoint — the problem of caliber work roll surface in stretch reducing tube-mills. Based on established roll surface equation, contro parametra for the adjusting tool are calculated. Analytica expression of caliber surface allows at the same time a recon sideration — on mathematical base — of approximate recko nings used as yet to calibration and motor setting for stretcl — reducing tube mills.

Z 620.175.2

Unele aspecte legate de apariția forței axiale în epruvetele deformate la cald prin torsiune

Dr. ing. I. DRĂGAN
Institutul politehnic – Cluj

S-a observat că în timpul deformării prin torsiune există tendința ca lungimea epruvetelor să se modifice. Iterson [1] caută să demonstreze că în timpul răsucirii este normal ca epruveta să se scurteze ca o consecință a înfășurării fibrelor. Swift [2] și L'Hermite [3] au observat că în timpul răsucirii la rece epruvetele s-au lungit. Swift leagă acest fenomen atît de acumularea microdefectelor pe planele de alunecare în agregatul cristalin, cît și de tipul rețelei cristaline a metalului. Nadai [4] atribuie acest fenomen tendinței sistemului de a se deforma cu un moment de torsiune minim, pe de o parte, și micșorării densității materialului în timpul deformării, pe de altă parte. Mai curios a apărut acest fenomen cînd prin încercări la cald lungimea epruvetelor executate din unele materiale s-a scurtat, iar din alte materiale, s-a lungit [5], [6], [7].

Desigur că alungirea epruvetei poate fi atribuită creșterii volumului ei în timpul deformării prin torsiune, dar micșorarea lungimii ei nu poate fi atribuită acestui fenomen. Deoarece epruvetele executate din unele materiale se lungesc în timpul deformării prin torsiune iar din alte materiale se scurtează, se poate presupune că nici structura fibroasă și nici tendința sistemului de a se deforma cu un moment de torsiune minim nu ar putea fi făcute răspunzătoare de apariția acestui fenomen. De asemenea, faptul că epruvetele executate din fier în stare γ se scurtează în timpul torsiunii, iar cele din aluminiu se lungesc, arată că nici tipul rețelei cristaline nu poate explica singur acest fenomen.

Principala dificultate a găsirii și argumentării factorilor care produc acest fenomen constă în aceea că ei nu pot fi determinați direct, ci numai presupuși, prin interpretarea altor fenomene. De aceea, pe baza mai multor încercări, în lucrarea de față se încearcă a se pune în evidență unii factori care par a fi mai bine legați de schimbarea lungimii epruvetelor în timpul torsiunii, arătîndu-se totodată și legătura ce ar putea exista între această schimbare și mecanismul deformării metalelor.

Experiențele efectuate. Pentru deformarea epruvetelor s-a folosit o instalație de încercare descrisă pe larg în lucrarea [8].

Prima serie de încercări a fost axată pe studierea variației forței axiale cu temperatura și a influenței ce o are asupra ei structura fibroasă. Pentru aceasta s-au folosit epruvete cu porțiunea deformabilă de Ø 9,5 × 38, executate din trei oțeluri carbon a căror compoziție chimică este dată în tabela 1. Oțelurile 1 și 2 au fost (în stare inițială) bare laminate Ø 16 mm, iar oțelul 3, în stare turnată și forjată, cu 30 sau 70% reducere în secțiune. Din oțelul 3 au fost decupate epruvete atît în direcția forjării, cît și perpendicular pe aceasta. Deformarea s-a făcut în limitele de temperatură 600—1 300°C, cu 75 rot/min. Lungimea epruvetei s-a menținut fixă. Intensitatea și direcția schimbării lungimii epruvetei, în timpul răsucirii, s-a apreciat după valoarea forței axiale măsurate. Variația momentului de torsiune și a forței axiale apărute în timpul deformării este reprezentată în figura 1 pentru oțelurile 1 și 2 la diferite temperaturi. Pentru oțelul 3 variația momentului și a forței axiale a fost similară cu a oțelului 1. Variația forței axiale maxime cu temperatura este reprezentată în figura 2, pentru oțelurile 1 și 2, și în figura 3, pentru oțelul 3, la deformare cu 75 rot/min. Deoarece cele trei oțeluri au conținut diferit în carbon, deci rezistențe și temperaturi de topire diferite, în figura 4 este reprezentată variația raportului $\sigma : \tau$ cu raportul $T : T_{top}$ pentru cele trei oțeluri 1, 2 și 3 (σ fiind efortul axial maxim; τ — efortul tangențial corespunzător; T — temperatura de încercare, în °K; T_{top} — temperatura de topire a oțelurilor, în °K).

A doua serie de încercări a fost axată pe studierea influenței vitezei de deformare asupra forței axiale. Epruvetele au avut aceleași dimensiuni ca și în primul caz, fiind executate

Tabela 1

Oțelul	Conținutul, %					Observații
	C	Mn	Si	S	P	
1	0,13	0,47	0,21	0,057	0,075	Încălzit la 930°C, ținut 30 min și răcit apoi împreună cu cuptorul
2	0,57	0,61	0,22	0,016	0,021	Încercat în starea primită
3	0,18	0,42	0,085	0,032	0,016	După forjare tratat identic ca și oțelul 1

din oţelurile 1 şi 2. Deformarea s-a făcut în limitele de temperatură 700—1 300°C cu 30 şi 307 rot/min. Variaţia raportului $\sigma : \tau$ cu temperatura, pentru cele două viteze de deformare, este reprezentată în figura 5 : (*1* — oţelul 1 de-

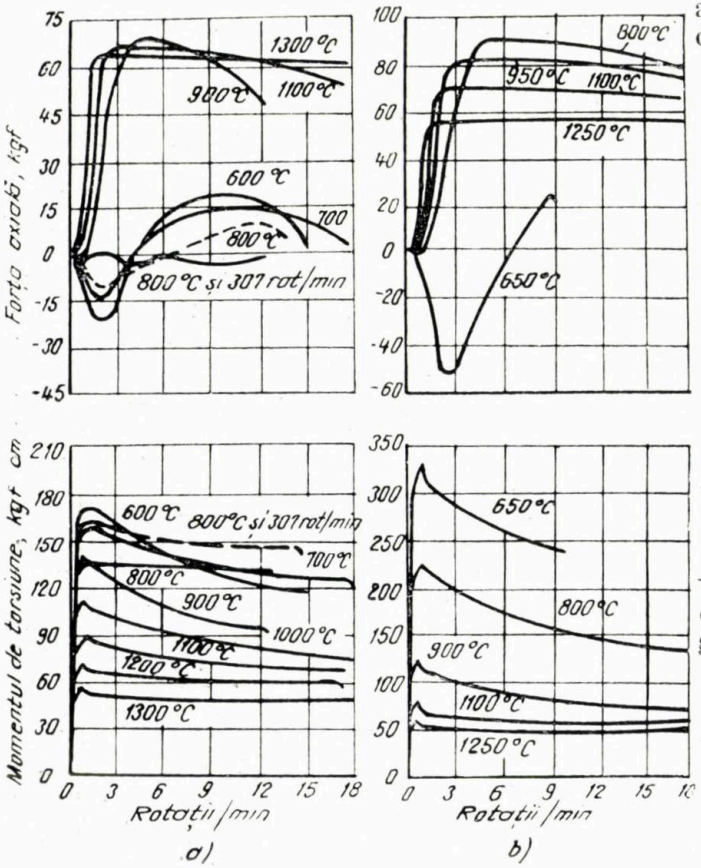


Fig. 1

format cu 30 rot/min ; *2* — oţelul 1 deformat cu 307 rot/min ; *3* — oţelul 2 deformat cu 30 rot/min ; *4* — oţelul 2 deformat cu 307 rot/min).

A treia serie de încercări s-a făcut pe epruvete găurite, cu aceleaşi dimensiuni exterioare

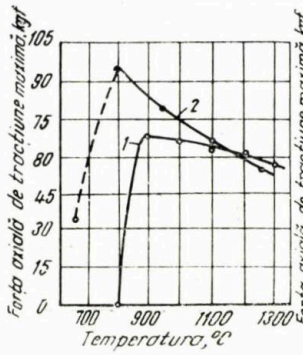


Fig. 2

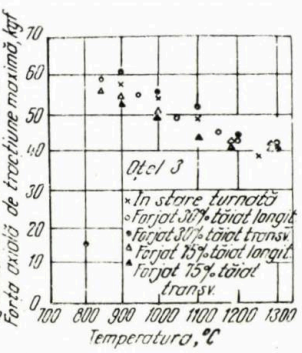


Fig. 3

ca şi cele din primele serii de încercări şi cu gaura de Ø 6,35 mm, executate din oţelul 1. Deoarece epruvetele găurite şi-au schimbat forma — în timpul deformării — înainte ca forţa axială să atingă valcarea maximă, s-a pus în gaură un miez, aşa cum este reprezentat în figura 6. În aceste condiţii s-a putut măsura forţa axială însă numai la temperaturi peste 900°C şi cu o precizie mai mică, erorile fiind apreciate însă sub 10%. Deformarea s-a făcut cu 75 rot/min. În figura 7 este reprezentată

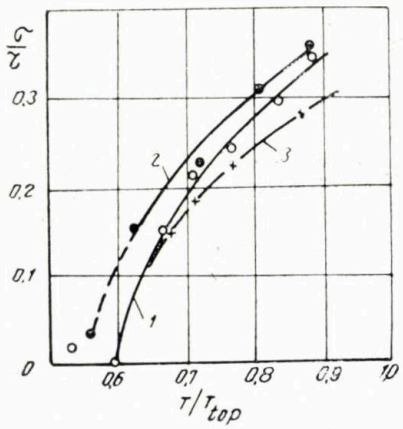


Fig. 4

variaţia forţei axiale (fig. 7, *a*) şi a raportului $\sigma : \tau$ (fig. 7, *b*) cu temperatura (*1* — epruvete găurite ; *2* — epruvete pline).

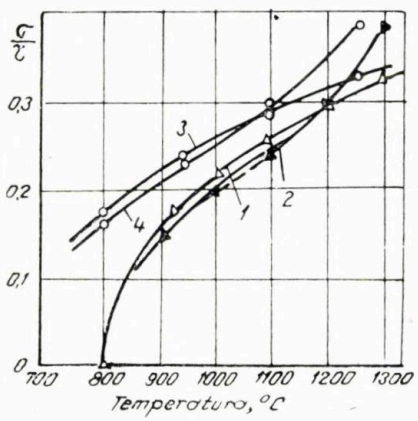


Fig. 5

La a patra serie de încercări s-a studiat cum variază forţa axială în timp, în anumite condiţii. Pentru încercare au fost folosite epru-

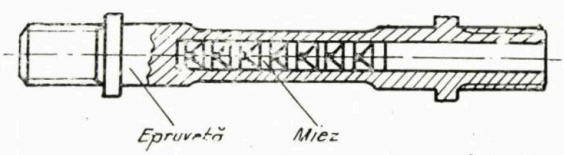


Fig. 6

vete cu partea deformabilă de Ø 11 × 38. Deformarea s-a făcut la 700, 800 şi 950°C.

Pentru deformarea la 700 şi 950°C s-au folosit epruvete executate din oţelul 2 la care au apă-

rut o forță de compresiune la 700°C și de tracțiune la 950°C mai mari decît la epruvetele executate din oțelul 1. Pentru deformarea la 800°C s-au folosit epruvete executate din oțe-

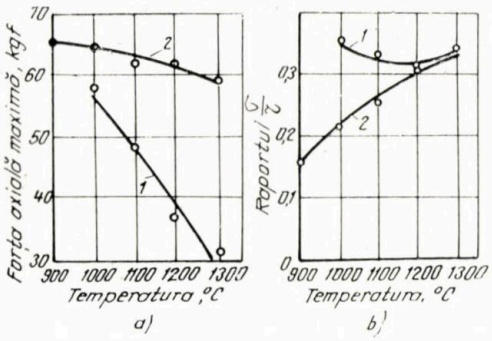


Fig. 7

lul 1 la care, în aceste condiții de încercare, forța axială a fost de mărime neglijabilă.

La fiecare temperatură, încercările s-au efectuat astfel:

a) La 700°C: Epruveta a fost încălzită la 700°C, ținută 2 min și deformată apoi cu

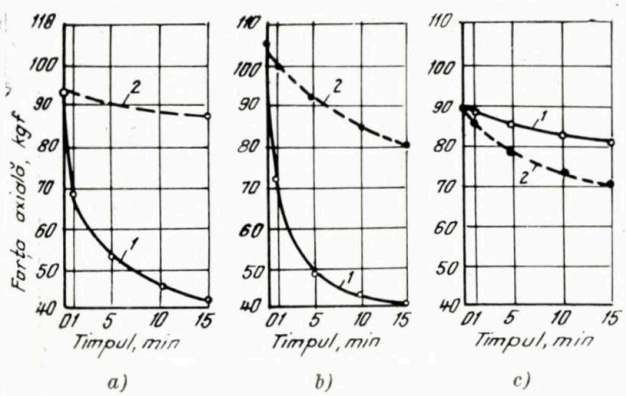


Fig. 8

3 rotații. În momentul opririi instalației forța axială de compresiune a fost de 93 kgf. Menținînd epruveta la temperatură constantă s-a măsurat variația forței axiale timp de 15 min. Altă epruvetă a fost încălzită tot la 700°C și ținută 2 min; i s-a aplicat din exterior o forță axială de 93 kgf și apoi i s-a măsurat descreșterea timp de 15 min. Descreșterea forțelor axiale în timp, pentru cele două epruvete (*1* — epruveta deformată; *2* — epruveta nedeformată) este reprezentată în figura 8, *a*.

b) La 950°C: S-a aplicat același procedeu ca la 700°C însă întreruperea deformării s-a făcut după 5 rotații, la o epruvetă, și după 26 rotații, la alta, forța axială (acum de întindere) fiind de 105 kgf, în primul caz, și de 89 kgf, în al doilea caz. Descreșterea forțelor axiale în timp este reprezentată în figurile 8, *b* (pentru 5 rotații) și 8, *c* (pentru 26 rotații). O altă epruvetă a fost deformată cu întreruperi, variația forței axiale în timp, în acest caz, fiind reprezentată în figura 9.

c) La 800°C: Epruveta a fost încălzită la 800°C, ținută 2 min și apoi i s-a aplicat o forță axială de tracțiune de 130 kgf. Descreșterea forței axiale s-a înregistrat timp de 15 min. Operația s-a repetat timp de 120 min, după schema din figura 10, *a*. O altă epruvetă a fost încălzită la 800°C, ținută la această temperatură 30 min și i s-a aplicat o forță axială de compresiune de 130 kgf, după care s-a înregistrat descreșterea ei timp de 15 min. Operația se repetă și de data aceasta timp de 120 min, după schema din figura 10, *b*.

Rezultatele obținute. Epruvetele executate din oțelul 1 și deformate la 750°C cu 75 rot/min (fig. 11, *a*) au primit o formă de șurub, pe cînd cele din oțelul 2 (fig. 11, *b*) nu au primit o astfel de formă la nici o temperatură. O analiză a microstructurii epruvetei executate din oțelul 1 și deformate la 750°C arată că aceasta este neuniformă de-a lungul axei (figura 12, *a*, ×100; *b*, × 4), neuniformitate care nu s-a văzut la oțelul 2. De aici reiese că structura fibroasă a fost mult mai pronunțată la oțelul 1 decît la oțelul 2. Cu toate acestea, în timpul deformării, forța axială a variat și raportul $\sigma : \tau$ a avut cam același ordin de mărime la ambele oțeluri (fig. 1 și 4). Nici la deformarea epruvetelor executate din oțelul 3 în stare

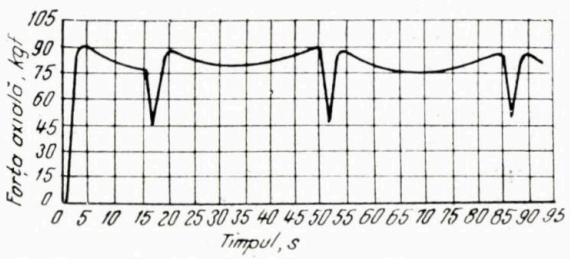


Fig. 9

turnată și forjată (fig. 3) nu a apărut mare diferență în variația forței axiale. Aceasta arată că structura fibroasă are o influență neglijabilă (dacă totuși are) asupra forței axiale ce apare în timpul deformării prin răsucire și

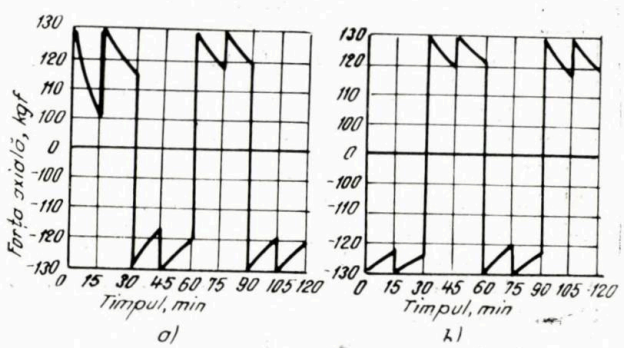
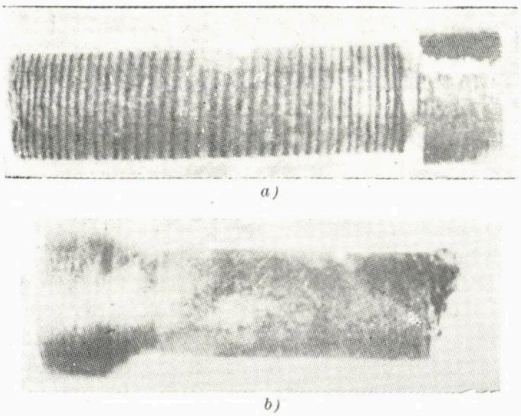


Fig. 10

că principalul factor (sau factori) care produce acest fenomen trebuie să fie altul.

Din figurile 2, 3 și 4 reiese că forța axială de tracțiune — de o valoare sensibilă — apare

începînd cu temperatura corespunzătoare a jumătate din temperatura de topire ($0{,}5\ T_{top}$), unde la oțeluri rezistența grăunților și a marginilor lor este aproximativ aceeași [9]. De la această temperatură în sus — în timpul de-



a)

b)

Fig. 11

formării — începe să aibă loc o alunecare mai pronunțată a grăunților între ei [10]. Această coincidență permite să se sugereze ideea existenței unei legături între fenomenul alunecării grăunților între ei și apariția forței axiale în timpul răsucirii.

Comparînd variația forței axiale cu temperatura la epruvetele găurite și pline (fig. 7) și acceptînd că mărimea deformării pe secțiune este mai uniformă la epruvetele găurite decît la cele pline, se pot trage două concluzii:

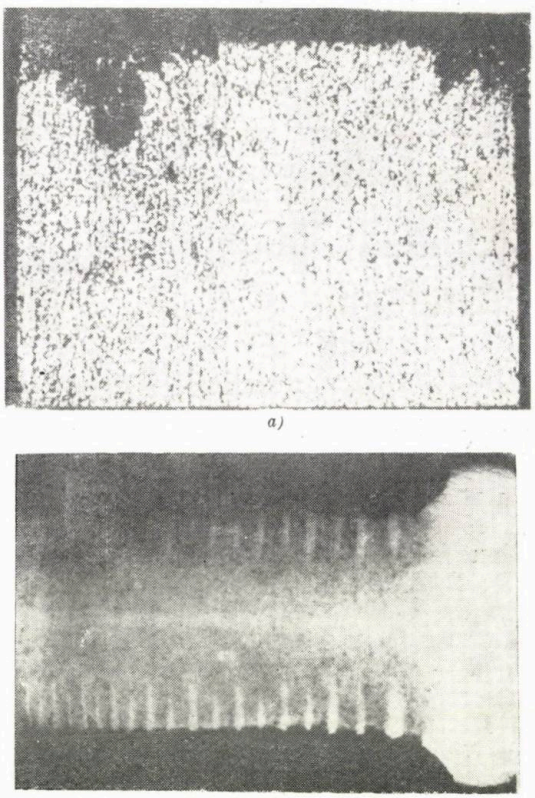
— Doi factori (sau două grupe de factori) produc forța axială: unul compresiune și altul tracțiune. Ambii factori sînt prezenți în tot timpul deformării, însă intensitatea lor este diferită, la diferite temperaturi și etape ale deformării. Factorul care produce compresiune are o intensitate maximă la temperaturi joase și la începutul deformării, iar cel care produce tracțiunea, la temperaturi ridicate și spre sfîrșitul deformării.

— Factorul care produce tracțiune are o intensitate limitată prin creșterea temperaturii, raportul $\sigma : \tau$ crescînd pronunțat pînă la o anumită temperatură numai, deasupra căreia rămîne aproximativ constant.

Din figura 8, *a* reiese că forța de compresiune, care apare în epruvetă datorită torsiunii, descrește mult mai repede în timp decît forța aplicată epruvetei nedeformate. Acest fenomen permite să se tragă concluzia că forța de compresiune (sau alungirea epruvetei) apare din cauza creșterii volumului epruvetei, ca urmare a acumulării microdefectelor (dislocații și vacanțe care se elimină în timp — la acea temperatură ridicată — după ce deformarea încetează).

Din figura 8, *c* reiese că forța de tracțiune care apare în epruvetă din cauza torsiunii descrește mai încet decît cea aplicată epruvetei nedeformate. Pe de altă parte, din figura 9 reiese că la fiecare început de deformare forța de tracțiune scade cu aproximativ aceeași valoare și apoi crește la o anumită mărime care nu variază mult de la o oprire la alta. Aceasta dovedește că, în timpul deformării, sînt prezente un anumit număr de microdefecte în rețeaua cristalină a metalului, corespunzător condițiilor de deformare date, care contribuie la mărirea lungimii epruvetei în raport cu cea în stare nedeformată. Prin urmare, aceasta poate fi motivul pentru care în figura 8, *c* forța axială care apare în timpul torsiunii descrește mai încet decît cea aplicată epruvetei nedeformate.

În figura 10 se observă că forța axială descrește mai repede cînd este aplicată după două minute și mai încet cînd este aplicată după 30 min. Deci se poate presupune că, în cazul din figura 10, *a*, o transformare $\alpha \rightarrow \gamma$ are loc în momentul aplicării forței axiale, pe cînd, după 30 min în cazul din figura 10, *b*, s-a realizat un echilibru între aceste două faze, corespunzător temperaturii de 800°C. Reiese deci că forța axială este eliminată mai repede cînd un rearanjament al atomilor are loc în



a)

b)

Fig. 12

material. Ținînd seama de această concluzie la studierea rezultatelor obținute în figura 8, *b* (contrar cu cele din figura 8, *c*) va trebui să se accepte că intensitatea procesului recristalizării este mai mare la începutul deformării

(după 5 rotaţii) şi mai mică spre sfîrşit (după 26 rotaţii).

Din figurile 1, 2 şi 3 se observă că forţa axială de tracţiune creşte intens, trecînd de la 800 la 900°C, respectiv de la domeniul α la γ. Trecînd de la domeniul α la γ două fenomene sînt bine cunoscute că se produc, şi anume:

— rezistenţa la deformare a grăunţilor γ este mai mare decît a grăunţilor α raportată la o aceeaşi temperatură [11]. Legat de acest fenomen se poate presupune că transformarea $\alpha \rightarrow \gamma$ poate produce o mai mică creştere în rezistenţa marginilor grăunţilor în raport cu cea a grăunţilor. Această schimbare poate provoca o creştere bruscă a alunecării grăunţilor între ei;

— mărimea grăunţilor γ imediat după transformare este mai mică decît a grăunţilor α înainte de transformare, iar prin micşorarea mărimii grăunţilor fenomenul alunecării grăunţilor între ei are loc mai intens [10]. Admiţînd că la trecerea din domeniul α la domeniul γ intensitatea alunecării grăunţilor între ei creşte, se poate presupune iarăşi că între fenomenul alunecării grăunţilor între ei şi apariţia forţei axiale de tracţiune în timpul torsiunii ar exista o legătură strînsă.

Trebuie menţionat că, pentru un anumit material, o anumită mărime a epruvetei, o anumită viteză de deformare şi o anumită temperatură, raportul $\sigma : \tau$ are o valoare bine determinată la deformarea prin torsiune.

Din încercările de fluaj se observă că raportul $\varepsilon_{mg} : \varepsilon_t$ (ε_{mg} fiind gradul de deformare prin alunecarea grăunţilor între ei şi ε_t — gradul de deformare total al epruvetei) are, de asemenea, o valoare bine determinată pentru o anumită temperatură, o anumită viteză de deformare şi o anumită mărime a grăunţilor [10]. Dacă se acceptă că forţa axială de tracţiune este dată de alunecarea grăunţilor între ei şi că pentru anumite condiţii de deformare atît raportul $\sigma : \tau$ cît şi raportul $\varepsilon_{mg} : \varepsilon_t$ au valori bine determinate, atunci între aceste două rapoarte ar trebui să existe o legătură strînsă.

La epruvetele găurite — la care deformarea pe secţiune se poate considera mai uniformă decît la cele pline — s-a observat că raportul $\sigma : \tau$ creşte pînă la o anumită temperatură, iar deasupra acesteia rămîne cam la acelaşi ordin de mărime. Mc Lean şi Farmer [12] au găsit că raportul $\varepsilon_{mg} : \varepsilon_t$, pentru aluminiu, a crescut pînă la 300—350°C şi apoi a rămas aproximativ constant (fig. 13). Dar dacă se compară variaţia raportului $\varepsilon_{mg} : \varepsilon_t$ cu temperatura reprezentată în figura 13 cu variaţia raportului $\sigma : \tau$ cu temperatura (pentru epruvetele găurite), reprezentată în figura 7, reiese că acestea se găsesc într-o corelaţie bună.

Din figura 5 reiese că raportul $\sigma : \tau$ descreşte (foarte puţin) cu creşterea vitezei de deformare, dar numai pînă la o anumită temperatură (diferită pentru cele două oţeluri), deasupra căreia efectul vitezei de deformare se inversează. Din datele existente în literatură, referitoare la încercările de fluaj, rezultă că

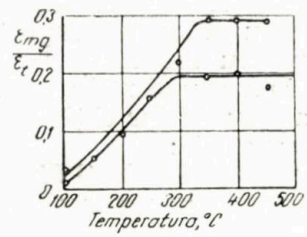


Fig. 13

raportul $\varepsilon_{mg} : \varepsilon_t$ scade cu creşterea vitezei [10]. Sub acest aspect ar rezulta că o legătură între raporturile $\sigma : \tau$ şi $\varepsilon_{mg} : \varepsilon_t$ ar putea exista numai la temperaturi mai joase. Înainte de a se accepta această concluzie trebuie făcute două precizări, şi anume:

— influenţa vitezei de deformare asupra procesului deformării la cald este foarte complexă şi nu se poate spune că se cunosc bine toate aspectele legate de ea;

— măsurările asupra alunecării grăunţilor prin fluaj au fost făcute numai la temperaturi relativ joase şi unele concluzii trase din aceste experienţe pot să nu fie valabile şi la temperaturi mai ridicate.

După cum s-a arătat mai înainte, raportul $\varepsilon_{mg} : \varepsilon_t$ pare să aibă o valoare limită deasupra unei temperaturi critice, care pentru aluminiu ar fi de 300—350°C (fig. 13) iar pentru oţel, de aproximativ 900°C. Totuşi din figura 5 rezultă că prin creşterea vitezei de deformare raportul $\sigma : \tau$ creşte brusc la temperaturi peste 1 100, respectiv 1 200°C, prin creşterea vitezei de deformare.

Creşterea raportului $\sigma : \tau$ la temperaturi ridicate, prin creşterea vitezei de deformare, poate fi atribuită unor cauze care favorizează creşterea raportului $\varepsilon_{mg} : \varepsilon_t$ şi care sînt:

— deformarea mai pronunţată a grăunţilor la marginea lor, observată de Fazan şi alţii [13];

— micşorarea mărimii grăunţilor cu creşterea vitezei de deformare, la o temperatură dată (a fost observată de Rossard şi Blain [14]);

— creşterea grosimii spaţiului dintre grăunţi în timpul deformării (un astfel de studiu nu a fost făcut şi nu sînt date care ar putea confirma existenţa acestui fenomen, însă, luat procesul deformării în ansamblu şi adăugînd faptul că grăunţii tind să se deformeze mai accentuat la marginile lor la temperaturi ridicate, acest fenomen ar putea fi prezent).

Considerînd că între raporturile $\sigma : \tau$ şi $\varepsilon_{mg} : \varepsilon_t$ există o legătură bine determinată, cu o oarecare aproximaţie, aceasta ar fi dată de relaţia :

$$\varepsilon_{mg} : \varepsilon_t = a + b\,(\sigma : \tau), \qquad (1)$$

unde a şi b sînt două constante care ar putea fi determinate prin încercări paralele de fluaj (pentru măsurarea raportului $\varepsilon_{mg} : \varepsilon_t$) şi torsiune (pentru măsurarea raportului $\sigma : \tau$).

Concluzii. Din experienţele efectuate şi din interpretarea rezultatelor obţinute se desprind următoarele concluzii :

a) Deşi nu pot fi determinaţi direct, doi factori par a fi principali în producerea forţei axiale în timpul deformării prin torsiune, şi anume :

— forţa axială de compresiune, care este produsă de deformarea grăunţilor, ca urmare a creşterii volumului lor datorită acumulării de defecte în structura cristalină a lor (dislocaţii şi vacanţe) ;

— forţa axială de tracţiune, care este produsă de alunecarea grăunţilor între ei şi favorizează creşterea secţiunii epruvetei, deci scurtarea ei.

b) Structura fibroasă nu are un efect sensibil asupra forţei axiale. Se presupune că elementele de aliere şi impurităţile afectează forţa axială în măsura în care acestea influenţează asupra transformărilor structurale şi asupra precipitaţiilor care se formează la marginea grăunţilor.

c) Forţa axială care apare în epruveta deformată prin torsiune, fiind o manifestare exterioară a unor fenomene interioare prezente în timpul deformării, poate fi folosită pentru studierea acestor fenomene într-un mod simplu, rapid şi precis. De exemplu, se poate studia :

— comportarea materialelor la deformare din punctul de vedere al alunecării grăunţilor între ei, prin măsurarea raportului $\sigma : \tau$ şi folosirea ecuaţiei (1), studiu care în prezent se face în condiţii mult mai anevoioase prin încercări de fluaj într-un domeniu limitat de temperatură şi viteze de deformare ;

— modul cum se desfăşoară procesul recristalizării în diferite etape ale deformării, măsurînd descreşterea forţei axiale în timp la epruvetele deformate, şi comparînd-o cu descreşterea forţei axiale aplicate din exterior la epruvetele nedeformate ;

— modul cum se desfăşoară procesul de transformare a fazelor, prin măsurarea descreşterii în timp a forţei axiale aplicate din exterior la epruvetele nedeformate.

QUELQUES ASPECTS DE L'APPARITION DE LA FORCE AXIALE DANS LES ÉPROUVETTES DÉFORMÉES À CHAUD PAR TORSION

On expose les résultats de l'étude portant sur l'apparition de la force axiale dans les éprouvettes déformées à chaud par torsion. Pour l'examen de ce phénomène on a effectué quatre séries d'expériences qui ont eu pour but :

— d'étudier la variation de la force axiale avec la température et l'influence qu'a sur elle la structure fibreuse ;

— d'étudier l'influence de la vitesse de déformation sur la force axiale ;

— d'étudier la variation de la force axiale et l'influence de la vitesse de déformation sur les éprouvettes percées ;

— d'étudier la variation de la force axiale avec le temps.

Les expériences et l'interprétation des résultats ont été utiles pour l'étude de la force axiale, ainsi que pour l'étude de certains phénomènes intérieurs survenus pendant la déformation.

SOME ASPECTS REGARDIND AXIAL FORCE DETERMINATION IN HOT DEFORMED TORSION SAMPLES

The paper presents results of studies regarding axial force appearance in hot deformed torsion samples. For the study of the phenomenon, four series of tests were carried-out, endeavouring :

— study of axial force variation with temperature and influence of fibrous texture on the results ;

— study of deformation speed influence on axial force ;

— study of axial force variation and deformation speed influence on perforated samples ;

— study of axial force variation in time.

Performed investigation and result interpretation alowed for useful conclusions regarding axial force, as well as interior phenomena appearing during deformation.

BIBLIOGRAFIE

[1] Iterson Th. *Plasticity in Engineering.*

[2] Swift H. W. *Tensional Effect of Torsional Observation in Mild Steel.* JISI, vol. 140, 1939.

[3] L'Hermite R. *Étude theoretique et experimentale sur la torsion composé.* Compte Rendu, 1947.

[4] Nadai A. *Theory of Flow and Fracture of Solids.* Grow-Hill, 1950.

[5] Hughes D. E. R. *The Hot Torsion Test for Assesing Hot-Working Properties of Metals.* JISI, vol. 170, 1952.

[6] Guenssier A. şi Castro R. *Hot-Workability of Alloy Steels.* Met. Treat., 1959.

[7] Hardwich D. şi Tegart McG. *La déformation des métaux et alliages par torsion à haute temperature.* Mem. Sc. Rev. Met., vol. 58, 1961.

[8] Drăgan I. *Contribuţii la studiul deformabilităţii la cald prin metoda torsiunii.* Disertaţie, IPC, 1965.

[9] Crussard C. şi Tamhankar R. *High Temperature Deformation of Steel.* AIME, vol. 212, 1958.

[10] Dorn J. E. *Mechanical Behaviour of Materials at Elevated Temperature.* Grow-Hill, 1961.

[11] Reynolds R. A. şi Tegart M c. G. *The deformation of some Pure Irons by High Speed Torsion over the Temperature Range* 700—1 200°C. JISI, vol. 200, 1962.

[12] Mc Lean D. şi Farmer M. H. *Relation During Creep Between Grain Boundary Sliding, Subcristal Size and Extension.* J. Inst. Metal., vol. 85, 1956—57.

[13] Fazan B., Sherby D. şi Dorn E. *Some observations on Grain Boundary Shearing During Creep.* AIME, vol. 200, 1954.

[14] Rossard C. şi Blain P. *Évolution de la structure de l'acier sur l'effect de la deformation plastique à chaud.* Mem. Sc. Rev. Met., vol. 66, 1959.

CZ 669.131.7 :.620.186.621.74

Influența temperaturii de supraîncălzire și turnare asupra structurii și proprietăților fontelor maleabile*

Ing. D.M. ȘTEFĂNESCU
Institutul de cercetări tehnologice pentru construcții de mașini

În lucrarea [1] s-a prezentat influența temperaturii de turnare asupra structurii fontelor maleabile. S-a arătat că în cazul micșorării temperaturii de turnare, datorită finisării structurii primare, numărul de separări de grafit se mărește și în schimb se micșorează mărimea lor, ceea ce duce la scurtarea timpului necesar pentru grafitare.

Pe de altă parte este de presupus că și temperatura de supraîncălzire joacă un rol important în structura finală a fontei maleabile prin faptul că și ea modifică fluctuațiile germenilor omogeni și eterogeni din topitură.

Modificările structurale ale fontelor maleabile vor avea influență asupra caracteristicilor mecanice ale acestora. De aceea s-au efectuat o serie de cercetări, care au avut drept scop stabilirea influenței temperaturii de supraîncălzire și turnare asupra structurii și proprietăților fontelor maleabile, încercări ale căror rezultate se prezintă în lucrarea de față.

Metoda de cercetare. Pentru verificarea influenței temperaturii de supraîncălzire a fontei lichide, la elaborare, s-au turnat două șarje după cum urmează: șarja 1 în cuptorul cu inducție cu capacitatea de 100 kg al uzinelor „Steagul roșu"—Brașov și șarja 20, în cuptorul cu inducție de înaltă frecvență cu capacitatea de 70 kg al I.C.T.C.M. Pentru șarja 1 s-au folosit ca materiale deșeuri de fontă cu grafit nodular și deșeuri de OT 45, iar pentru șarja 20, fontă nouă Vlahița și oțel vechi (tablă). Corectarea compoziției s-a făcut în cuptor cu FeSi 75 și FeMn 75. Temperatura de turnare s-a păstrat constantă, ridicîndu-se treptat temperatura de supraîncălzire. Temperaturile s-au verificat cu pirometrul optic. Din fiecare șarjă s-au turnat epruvete cu diametrul de 15 mm, conform STAS 569—64.

După turnare probele au fost recoapte în atmosferă de azot, după următoarele cicluri:

— pentru șarja 1: încălzire în 6 h pînă la 950°C, menținere 45 h la 950°C, răcire într-o oră pînă la 760°C, răcire în 28 h între 760 și 700°C, răcire între 700 și 620°C în 5 h, răcire de la 620°C în aer.

— pentru șarja 20: încălzire într-o oră pînă la 300°C, încălzire în 0,5 h de la 300 la 350°C, încălzire în 5 h de la 350 la 500°C, încălzire în 3,5 h de la 500 la 950°C, menținere 11 h la 950°C răcire într-o oră pînă la 760°C, răcire în 21 h între 760 și 700°C, răcire în 5 h între 700 și 620°C, răcire în aer liber la 620°C.

Compozițiile șarjelor 1 și 20, ca și temperaturile de supraîncălzire și turnare, sînt indicate în tabela 1.

Tabela 1

Seria (Proba)	Compoziția chimică, %							Temp. supraîncălzire	Temp. turnare
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Inoculare		
1.1	2,55	1,17	0,41	0,071	0,4	0,12	—	1 400	1 400
1.2								1 450	1 400
1.3								1 470	1 380
1.4								1 500	1 400
1.5								1 550	1 400
5.1	2,47	1,28	0,43	0,094	0,06	<0,06	0,01 Al în cuptor	1 570	1 480
5.2								1 570	1 440
5.3								1 570	1 400
5.4								1 570	1 360
5.5								1 570	1 320
12.1	2,36	1,40	0,5	0,11	0,08	<0,06	0,007 Bi în cuptor	1 550	1 460
12.2								1 550	1 420
12.3								1 550	1 380
12.4								1 550	1 340
20.1	2,05	1,30	0,29	0,10	0,08	<0,06	—	1 380	1 370
20.2								1 440	1 370
20.3								1 500	1 370
20.4								1 460	1 370

* Lucrarea face parte din referatul prezentat la cea de-a X-a sesiune de comunicări a I.C.T.C.M în noiembrie 1966.

Pentru verificarea influenței temperaturii de turnare a fontei albe de maleabilizare asupra proprietăților fontei maleabile s-au turnat două șarje (5 și 12) în cuptorul cu inducție al I.C.T.C.M. Ca materiale s-au folosit fonta nouă Vlahița și oțel vechi (tablă). Compoziția s-a corectat în cuptor cu FeSi 75 și FeMn 75. Temperatura

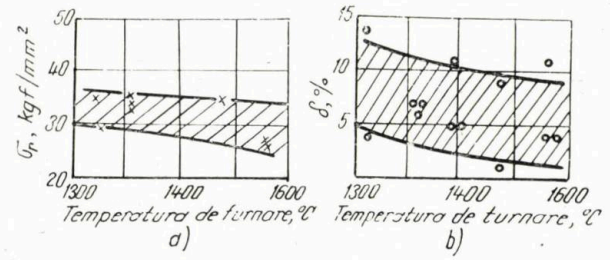


Fig. 1

de supraîncălzire a fost constantă, turnarea efectuîndu-se la temperaturi din ce în ce mai joase. Din fiecare șarjă s-au turnat epruvete cu diametrul de 15 mm, conform STAS 569—64. Recoacerea s-a realizat în atmosferă de azot, după cicluri similare cu cel folosit la recoacerea șarjei 20. Compozițiile șarjelor 5 și 12, și temperaturile de supraîncălzire, sînt arătate în tabela 1.

Epruvetele au fost supuse, după recoacere, încercărilor mecanice. De asemenea s-a efectuat un studiu metalografic pe epruvete recoapte și nerecoapte.

Rezultate obținute. S-a constatat că prin scăderea temperaturii de turnare are loc o îmbunătățire remarcabilă a caracteristicilor mecanice ale fontelor. Astfel coborîrea temperaturii de turnare cu 160° (între 1 480 și 1 330°) a dus la o creștere a rezistenței de rupere la tracțiune cu circa 4 kgf/mm² și la o creștere a alungirii cu circa 1—2% față de alungirea fontei turnate la temperatură ridicată (fig. 1). Aceste rezultate au fost obținute pentru fonta din șarja 5, a cărei structură după recoacere a fost în întregime feritică. Se observă că această fontă a avut caracteristici mecanice destul de scăzute (σ_r = = 33 kgf/mm², δ = 9%, la o temperatură de

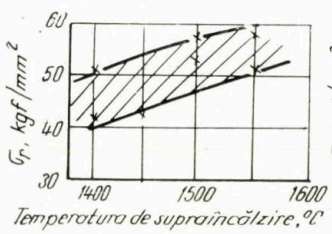


Fig. 2

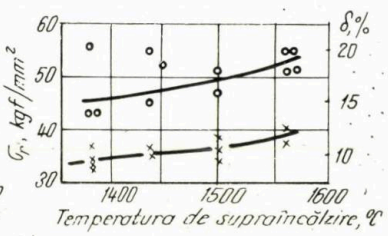


Fig. 3

turnare de 1 320°C). Acest lucru se explică printr-o ușoară tendință de separare a grafitului primar la turnare. Rezultate absolut analoge în ceea ce privește variația caracteristicilor mecanice cu temperatura de turnare s-au obținut și pentru fonta din șarja 12, care după recoacere a prezentat structura caracteristică unei fonte maleabile negre.

Explicația fenomenului este modificarea structurii fontelor maleabile prin variația temperaturii de turnare [1]. S-a arătat că prin scăderea temperaturii de turnare crește numărul de separări de grafit și se micșorează dimensiunea lor. Este evident că acest lucru trebuie să ducă la ridicarea rezistenței de rupere la tracțiune (fig. 1, *a*) și a alungirii (fig. 1, *b*).

O influență și mai pronunțată asupra caracteristicilor mecanice ale fontelor maleabile s-a constatat în cazul variației temperaturii de supraîncălzire la elaborare.

Microstructura probelor din șarja 1 a fost perlitică, după consumarea ciclului de maleabilizare precizat mai înainte, datorită conținutului mare de sulf și crom. S-a constatat că duritatea și alungirea nu au variat semnificativ cu ridicarea temperaturii de supraîncălzire. În schimb se constată o creștere destul de mare a rezistenței de rupere la tracțiune cu mărirea temperaturii de supraîncălzire (10 kgf/mm²

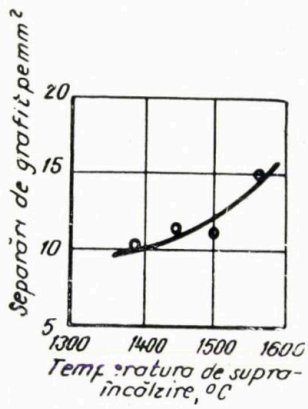


Fig. 4

pentru 150°C), ceea ce s-a prezentat în figura 2. Alungirea acestei fonte a fost în medie de 3—5%.

În cazul fontei maleabile negre (șarja 20) se constată că ridicarea temperaturii de supraîncălzire cu 180°C (între 1 380 și 1 560°C) a dus la creșterea rezistenței de rupere la tracțiune cu circa 4 kgf/mm², aceasta reprezentînd o creștere de circa 12% față de rezistența fontei nesupraîncălzite, și la creșterea alungirii cu circa 3%, aceasta reprezentînd o creștere de circa 19% din alungirea fontei nesupraîncălzite (fig. 3). Se observă că prin supraîncălzirea metalului în cuptor caracteristicile mecanice ale fontei maleabile negre au atins valori ridicate: σ_r = 39 kgf/mm² și δ = 18% în cazul unei temperaturi de supraîncălzire de 1 560°C.

Pentru explicarea îmbunătățirii caracteristicilor mecanice ale fontelor maleabile prin ridicarea temperaturii de supraîncălzire la elaborare s-au studiat micrografiile fontei din șarja 20. S-a observat că prin ridicarea tempe-

raturii de supraîncălzire, numărul separărilor de grafit a crescut (fig. 4) în timp ce dimensiunile lor s-au micşorat, iar compactitatea separărilor a scăzut.

Astfel, în timp ce la o temperatură de supraîncălzire de 1 380°C existau în structura epruvetei 10 separări de grafit pe mm², la o temperatură de supraîncălzire de 1 560°C, numărul acestora a ajuns la 15 pe mm².

Aşadar, prin ridicarea temperaturii de supraîncălzire la elaborare şi prin turnare la temperatură cît mai joasă se îmbunătăţesc substanţial caracteristicile mecanice ale fontelor maleabile, datorită măririi numărului şi micşorării dimensiunilor separărilor de grafit pe secţiunea piesei turnate.

L'INFLUENCE DE LA TEMPÉRATURE DE SURCHAUFFAGE ET DE COULÉE SUR LA STRUCTURE ET LES PROPRIÉTÉS DES FONTES MALLÉABLES

On donne les résultats des recherches concernant l'influence des températures de surchauffage et de coulée sur la structure et les caractéristiques mécaniques des fontes malléables. On a constaté qu'une baisse de 160° C de la température de coulée (entre 1 480 et 1 330°C) a amené une augmentation du σ_r de 4 kgf/mm² et une augmentation du δ de 1 — 2%, pour une fonte malléable noire ayant la composition suivante : 2,47% C ; 1,28% Si ; 0,43% Mn ; 0,094% P ; 0,06% S, inoculée avec 0,01% Al dans le four. Ceci s'explique par l'augmentation du nombre des séparations de graphite et par la diminution de leurs dimensions avec la baisse de la température de coulée.

Pour une fonte malléable perlitique, le σ_r a augmenté de 10 kgf/mm² lors d'une hausse de la température de surchaufe fage de 150° C. Dans le cas d'une fonte malléable noire ayant une composition : 2,05% C ; 1,30% Si ; 0,29% Mn ; 0,10% P ; 0,08% S, la hausse de la température de surchauffage de 180° C (entre 1 380 et 1 560° C) a provoqué une augmentation du σ_r de 4 kgf/mm² et une augmentation du δ de 3%, parce que lorsque la température de surchauffage augmente, le nombre des séparations de graphite augmente aussi, tandis que leurs dimensions diminuent.

INFLUENCE OF OVERHEATING AND CASTING TEMPERATURE ON STRUCTURE AND PROPERTIES OF MALLEABLE CAST IRON

The paper presents the results of investigations regarding the influence of overheating and casting temperature on structure and mechanical properties of malleable cast iron. It was established that for malleable black cast heart iron (2.47% C ; 1.28% Si ; 0.43% Mn ; 0.094% P ; 0.06% S ; furnace inoculated with 0.01% Al) 160° C cast temperature lowering (between 1480 and 1330° C) led to an increase of 4 kgf/ mm² for σ_r and 1—2% for δ. The phenomenon is due to an increase in the amount of graphite separations and to their size decrease at cast temperature lowering.

For perlitic malleable iron σ_r increase was 10 kgf/mm² for a 150° C increase of overheating temperature. For malleable black heart cast iron (2.05% C ; 1.30% Si ; 0.29% Mn ; 0.10% P ; 0.08% S) 180° C increasing of overheating temperature (between 1380 and 1560° C) led to an increase of 4 kgf/mm² for σ_r and 3% for δ, due to the same greater amount and smaller size of graphite separations.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ştefănescu D. M. *Observaţii privind influenţa temperaturii de turnare asupra structurii fontelor maleabile.* Metalurgia, nr. 4, 1967, p. 204.

CZ 621.744.063

Consideraţii în legătură cu posibilităţile de îndesare a formelor prin vibropresare la presiuni specifice reduse

Dr. ing. V. VULCU şi ing. E. JAKAB
Institutul politehnic — Braşov

Îndesarea amestecului de formare în cadrul procesului tehnologic din turnătorie este o problemă deosebit de importantă. Aceasta pentru faptul că, o dată cu creşterea necesarului de piese turnate, au crescut într-o măsură corespunzătoare şi pretenţiile faţă de calitatea pieselor turnate, în general, şi faţă de precizia dimensională a acestora, în special. Toate acestea, în cadrul procesului de formare-turnare sînt influenţate, în mare măsură, de procesul de îndesare a amestecului în formă.

Pentru aceste considerente, dezvoltarea şi perfecţionarea utilajului de formare a cunoscut în ultimul timp progrese deosebite, importanţă mare acordîndu-se adaptării acestuia la nevoile noilor procese tehnologice aplicate în practica formării-turnării. Pot fi citate, printre acestea, noile maşini automate de formare care lucrează prin scuturare şi presare sau maşinile ce lucrează prin presare la presiuni specifice ridicate, cele care lucrează prin împuşcare şi presare, prin presare din două sensuri etc. Nici unul din procedeele de îndesare amintite, în general, cunoscute pînă în prezent, nu rezolvă în totalitatea lor problemele impuse de procesul tehnologic de îndesarea formelor şi în special acelea care se referă la modul de funcţionare, la domeniul de aplicare, la preţul de cost şi precizia dimensională a pieselor turnate.

Pînă în prezent îndesarea amestecului în formă se efectuează, în majoritatea cazurilor, pe maşini lucrînd fie prin presare simplă, fie prin scuturare combinată cu presare.

În cadrul unor încercări practice [1], [2] şi din literatura de specialitate [8], s-a stabilit că nu este necesar ca presiunea specifică la îndesarea prin presare (cu placă de presare) să depăşească 10—15 kgf/cm² decît în cazuri

speciale. Aceasta dat fiind faptul că peste aceste valori ale presiunii specifice de presare gradul de îndesare nu se îmbunătăţeşte proporţional cu creşterea presiunilor specifice de presare, şi pentru că astfel de presiuni mari creează o serie de dificultăţi în desfăşurarea normală a procesului de formare, cum ar fi : uzura accentu-

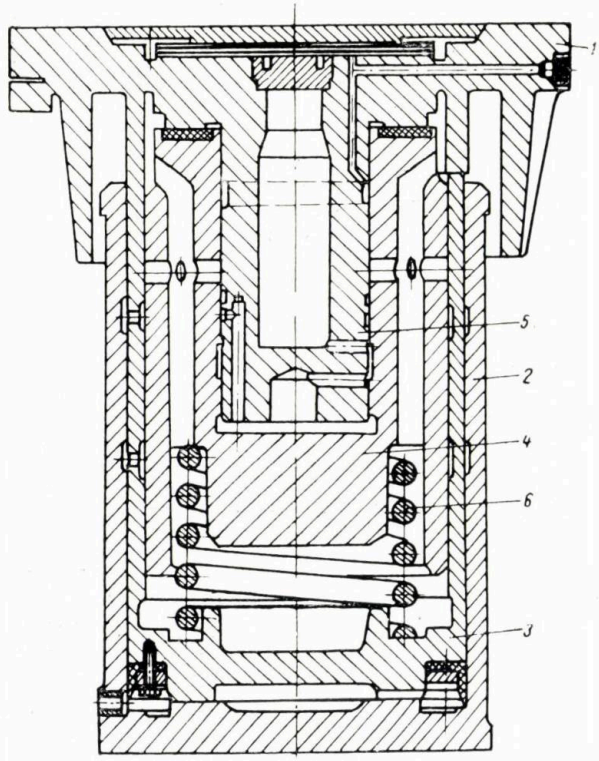


Fig. 1

ată a modelelor, ruperea ramelor de formare şi construcţii costisitoare ale utilajului cu care se pot obţine forme sau miezuri îndesate, la presiuni ridicate.

De asemenea, şi la îndesarea formelor prin scuturare, completată de presare la presiuni specifice reduse, apar o serie de neajunsuri, cel mai serios fiind considerat acela al producerii zgomotului şi trepidaţiilor în timpul scuturării. Zgomotul cît şi trepidaţiile au un efect negativ atît asupra muncitorilor din imediata apropiere a maşinilor, cît mai ales asupra formelor deja executate şi aşezate pe solul turnătoriei sau pe platforma conveiorului.

Pornind de la ideia eliminării parţiale a acestor neajunsuri, în cadrul unor încercări practice s-a urmărit să se găsească posibilitatea înlocuirii operaţiei de scuturare din cadrul procesului de îndesare fie prin scuturare plus presare, fie prin combinarea operaţiei de vibrare cu operaţia de presare. Aceasta, bineînţeles, pentru maşinile de formare destinate îndesării amestecului în rame de formare cu dimensiuni pînă la 500 × × 425 × 150 mm. Studiindu-se această problemă nu trebuie pierdut din vedere faptul că, obţinerea unui grad de îndesare al formei corespunzător şi a unei cantităţi şi precizii dimensionale ridicate a pieselor turnate poate fi rezolvată numai prin construcţia şi folosirea de utilaje moderne şi utilizarea unor amestecuri de formare şi materiale auxiliare corespunzătoare.

La noi în ţară, în majoritatea turnătoriilor, se utilizează maşini de formare care lucrează prin scuturare şi presare, unele de construcţie mai veche (Zimmermann, Înfrăţirea etc.), iar altele de construcţie mai recentă, cum este maşina de formare MF 11, proiectată de I.C.T.C.M. şi produsă de uzina „Independenţa" din Sibiu.

Deşi majoritatea maşinilor arătate lucrează prin scuturare şi presare, se poate spune că nu în toate cazurile, din punctul de vedere al procesului de turnare, ar fi necesară operaţia de scuturare, aceasta mai ales în cazul turnării pieselor mici care nu necesită rame de formare cu înălţime mare, în acest caz fiind suficientă numai operaţia de presare.

În cadrul studiilor întreprinse s-a avut în vedere atît necesitatea, cît şi utilitatea practică de a se produce, într-un viitor apropiat, maşini de formare de tipul maşinilor MF 11 în două variante : varianta actuală (cu unele îmbunătăţiri), lucrînd prin scuturare şi presare, şi a doua, lucrînd prin vibropresare la presiuni specifice reduse. Varianta a doua constructiv nu ar diferi mult faţă de maşina MF 11, decît prin aceea că în locul pistonului scuturător se propune introducerea unui turbovibrator.

În figura 1 este reprezentată o secţiune prin sistemul de scuturare şi presare al maşinii de formare MF 11, compusă din : masa maşinii *1*, cilindrul de presare *2*, pistonul de presare *3*, cilindrul de scuturare *4*, pistonul de scuturare *5* şi sistemul de amortizare a vibraţiilor în timpul scuturării *6*. Comparativ, în figura 2 este reprezentată a doua variantă a maşinii MF 11 (la care pistonul de scuturare este înlocuit cu un turbovibrator), compusă din : masa maşinii *1*, cilindrul de presare *2*, pistonul de presare *3*, turbovibratorul *4* şi conducta de alimentare cu aer a turbovibratorului *5*.

La această construcţie s-a ajuns după o analiză constructivă şi funcţională a maşinilor utilizate în secţiile de turnătorie, cît şi în urma unor încercări practice, expuse sumar în cele ce urmează.

Cu ani în urmă în cadrul Institutului politehnic-Braşov, un colectiv de cadre didactice s-a preocupat de posibilitatea îndesării formelor prin vibropresare, folosind iniţial un vibrator electromagnetic, iar ulterior, un turbovibrator. Încercările de îndesare a formelor au fost efectuate atît la presiuni specifice ridicate, cît şi la presiuni specifice reduse, iar concluziile acestor experienţe au fost expuse în lucrările [1] şi [2].

Cu ocazia acestor încercări s-a stabilit că în cazul îndesării formelor la presiuni specifice ridicate, combinarea vibrării cu presarea nu duce la o creştere substanţială a gradului de îndesare în formă, dar că poate înlocui cu succes scuturarea, în cadrul procesului tehnologic de îndesare a formelor, prin scuturare, completată de presare la presiuni specifice reduse. Aceasta mai ales în cazul îndesării formelor cu dimensiuni pînă la 500 × 425 × 150 mm.

În cadrul primelor încercări s-a utilizat un vibrator electromagnetic [1]; pe lîngă faptul că se utilizau două forme de energie (curent electric şi aer comprimat), instalaţiile anexe necesare punerii în mişcare a vibratorului erau costisitoare, ocupau un spaţiu relativ mare şi,

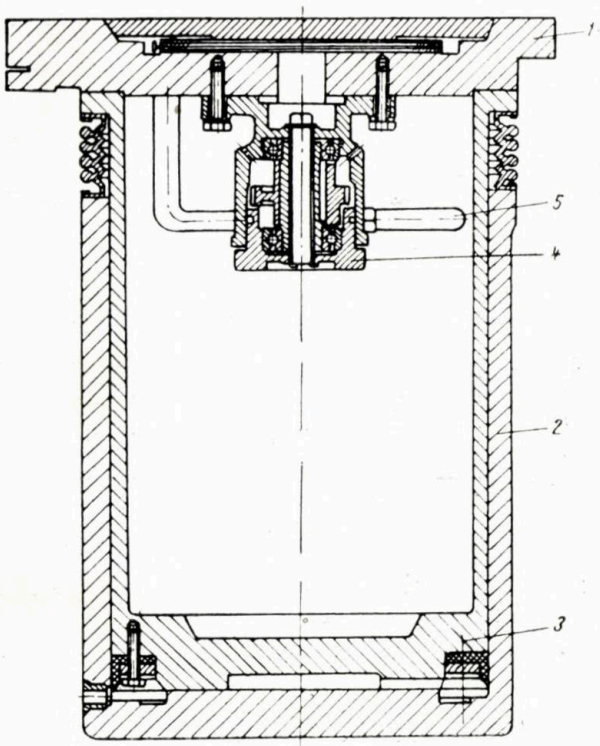


Fig. 2

în plus, fiecare maşină echipată cu un astfel de vibrator necesita o instalaţie proprie.

Pentru aceasta, în cadrul încercărilor următoare s-a utilizat şi experimentat un vibrator pneumatic cu inerţie (turbovibrator), a cărui construcţie este reprezentată schematic în figura 3 şi care se compune, în mare, din carcasa turbovibratorului cu sistemul de fixare pe masa maşinii *1*, conducta de intrare a aerului comprimat perpendiculară pe canalul de distribuţie *2*, rotorul cu excentric *3* şi axul rotorului *4*.

Încercările s-au efectuat pe o maşină de formare Zimmermann, la care, după stabilirea variaţiei gradului de îndesare la formarea prin scuturare completată de presare şi prin presare simplă, s-a îndepărtat pistonul de scuturare, montîndu-se în locul lui turbovibratorul şi menţinîndu-se în continuare masa maşinii şi pistonul de presare.

Pentru continuarea încercărilor a fost necesar, ţinînd seamă de noile condiţii în care

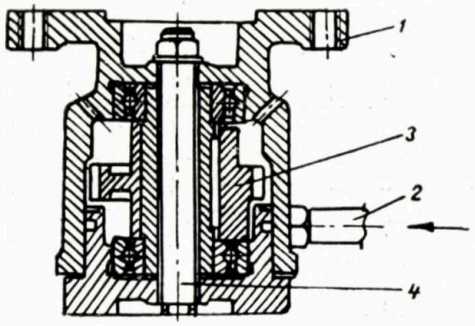


Fig. 3

urmau să se desfăşoare experienţele, să se stabilească pentru noul vibrator cît şi pentru maşina de formare turaţia şi poziţia optimă a turbovibratorului. Aceasta pentru a obţine un efect maxim asupra creşterii şi omogenizării gradului de îndesare în formă. S-a stabilit astfel că poziţia optimă a vibratorului este aceea în care axul de rotaţie al acestuia *1* este perpendicular pe suprafaţa de separaţie a formei *2* (fig. 4, *b*), cînd pe lîngă o creştere generală a gradului de îndesare se realizează şi omogenizarea acestuia în diversele puncte ale formei.

Pentru a întări cele arătate, în figura 5 este reprezentată variaţia gradului de îndesare, măsurat pe suprafaţa de separaţie a formei în cazul cînd turbovibratorul a avut succesiv poziţia de fixare *a* sau *b* din figura 4. În acest caz, curba *1* reprezintă variaţia gradului de îndesare măsurat pe suprafaţa unei forme îndesate prin vibropresare, timp de 15 s, cu vibratorul în poziţia *a*, iar curba *2*, cînd vibratorul a avut poziţia *b*.

În ceea ce priveşte turaţia, deşi turbovibratorul poate atinge pînă la 10 000 rot/min, în

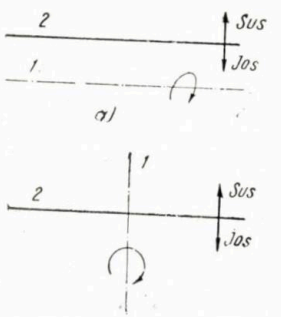


Fig. 4

cadrul experienţelor ea nu a depăşit 5 000 rot/min, considerînd că este suficientă pentru a obţine un efect maxim asupra gradului de îndesare.

Pentru a scoate în evidență efectul vibropresării, comparativ cu alte procedee tehnologice de formare, s-a executat un număr de forme îndesate prin : presare simplă, scuturare completată cu presare, vibrare simplă completată de presare și vibropresare.

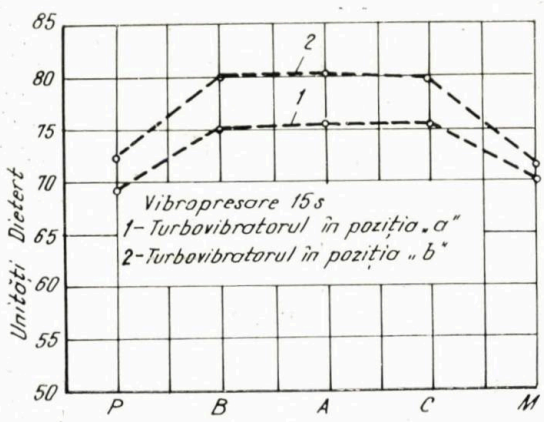


Fig. 5

Toate aceste forme au fost executate pe mașina de formare Zimmermann, care permite obținerea unei presiuni specifice de presare (la presiunea din rețea de 6 at) în cazul unor rame de formare de 500 × 425 × 150 mm, de 2,2 kgf/cm².

Această presiune specifică de presare se obține în cazul cînd la calculul ei nu se ține seamă de greutatea organelor mașinii (piston de presare, de scuturare și masa mașinii), inclusiv de placa model, rama de formare și amestecul de formare, care sînt deplasate pe verticală în timpul operației de presare.

Din acest punct de vedere mașina de formare Zimmermann și mașina de formare MF 11 pot fi considerate ca lucrînd la presiuni specifice mici (mașina de formare Zimmermann are

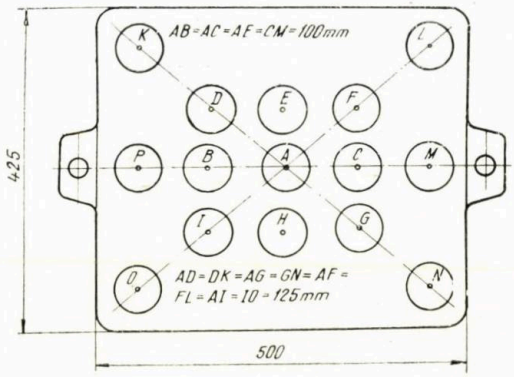


Fig. 6

diametrul pistonului de presare egal cu 314 mm, iar mașina de formare MF 11, cu 315 mm).

În timpul încercărilor s-a menținut pe cît posibil o serie de parametri constanți, de exemplu : presiunea din rețea — 6 at ; umiditatea amestecului — 4,4 — 4,8%, procedeul de stabilire și locul de măsurare a gradului de îndesare în toate cazurile fiind aceleași ; în acest scop s-a utilizat un șablon cu goluri decupate în punctele respective, ca în figura 6.

Dacă poziția optimă a vibratorului în timpul operației de îndesare este aceea din figura 4, *b*, pentru continuarea încercărilor a fost necesar să se stabilească și timpul optim de vibropresare. În cadrul acestor încercări s-a urmărit variația gradului de îndesare, modificînd timpul de vibrare din cinci în cinci secunde, luînd ca bază de referință timpul inițial de cinci secunde și ajungînd succesiv pînă la 25 s.

Astfel, în figura 7 este expusă variația gradului de îndesare pe suprafața de separație a formelor îndesate prin vibropresare cu timpul de 5, 10, 15, 20 și 25 s. Pe baza acestor rezultate se poate afirma că un grad de îndesare corespunzător condițiilor tehnologice, impuse de procesul de turnare, se obține la un timp de vibropresare de circa 15 s. Literatura de specialitate indică ca timp optim pentru îndesare prin vibropresare 8 — 10 s. Ținîndu-se seamă că în cazul de față s-a utilizat un turbovibrator, timpul stabilit de circa 15 s (în loc de 8 — 10 s) este justificat, avînd în vedere inerția pe care

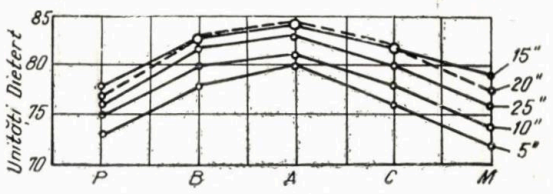


Fig. 7

turbovibratorul o are la pornire, pînă la atingerea turației maxime.

După ce s-a stabilit timpul optim de vibropresare (15 s, fig. 7) și poziția optimă a turbovibratorului (fig. 4, *b*), variația gradului de îndesare obținut la îndesarea formelor prin cele patru procedee arătate anterior, și anume : presare simplă, scuturare completată de presare, vibrare completată de presare și vibropresare la presiune redusă, se va expune în cele ce urmează.

Se cunoaște din practică și din literatura de specialitate că variația gradului de îndesare obținut la îndesare prin presare simplă și prin scuturare completată cu presare nu diferă mult ca valoare în cazul formelor cu înălțime mică. Acest lucru este confirmat și de rezultatele expuse comparativ în figura 8, obținute în cadrul determinărilor practice.

Rezultă că valoarea maximă a gradului de îndesare se situează între 76 și 78 unități Dietert, iar valoarea minimă, între 65 și 75 unități Dietert.

Din compararea celor două curbe rezultă, așa după cum este și normal, că în cazul îndesării

prin scuturare completată de presare, se obține o îndesare mai bună; de asemenea, diferența dintre valorile extreme este mai redusă.

Îndesarea formelor prin vibrare simplă, urmată de presare, nu duce la obținerea unor rezultate satisfăcătoare atît ca valoare a gradului

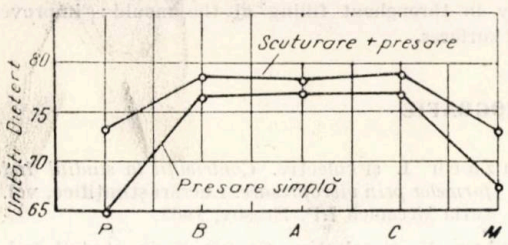


Fig. 8

de îndesare, cît și ca omogenitate a lui pe suprafața de separație a formei, lucru ce se poate vedea și din figura 9. De fapt nici din punct

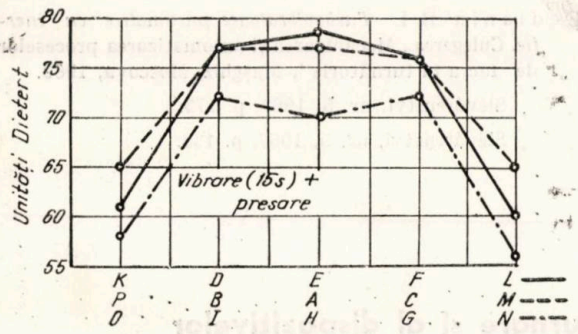


Fig. 9

pe vedere economic nu este justificată separarea vibrării de presare, datorită faptului că ar prelungi nejustificat durata ciclului de execuție a unei forme.

Îndesarea formelor prin vibropresare la presiuni specifice reduse, așa după cum rezultă și din figura 10, duce la obținerea unor rezultate

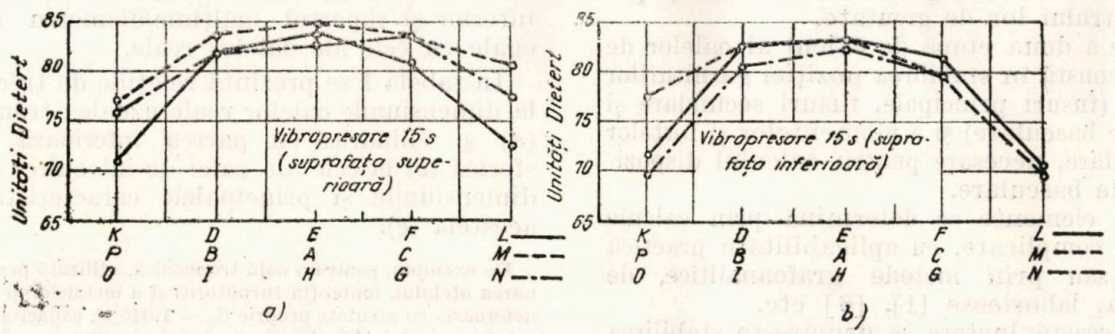


Fig. 10

satisfăcătoare, valorile maxime și minime ale gradului de îndesare fiind mult mai apropiate atît în cazul suprafeței de separație a formei (fig. 10, *b*), cît și al suprafeței superioare a acesteia (fig. 10, *a*). De remarcat că gradul de îndesare maxim se obține în partea superioară a formei și nu pe suprafața de separație a acesteia (în partea inferioară).

Din analiza acestor diagrame se desprinde, în primul rînd, concluzia că îndesarea prin vibrare simplă completată cu presare (fig. 9) comparativ cu vibropresarea (fig. 10) nu duce la creșterea gradului de îndesare; din contră, valoarea maximă se situează în medie cu 5 — 10 unități Dietert sub cea obținută la îndesarea prin vibropresare. Fenomenul poate fi explicat prin aceea că vibrînd amestecul afînat, în primul moment are loc o așezare a granulelor, în special în partea inferioară a formei, dar la puțin timp după aceasta, continuînd vibrarea, apare fenomenul invers îndesării, și anume, afînarea amestecului din formă.

În cel de-al doilea caz, și anume, acela al combinării operației de vibrare cu presarea, pe măsură ce se realizează așezarea sau reașezarea granulelor de nisip una față de alta, placa de presare continuă să acționeze, reducînd în acest fel posibilitatea ca amestecul să se afîneze din nou. În plus un alt avantaj al suprapunerii operației de vibrare cu presarea este acela al reducerii timpului de execuție a formei, lucru foarte important în cadrul procesului de formare-turnare.

Pe baza celor expuse se poate afirma că din punct de vedere practic și al realizării condițiilor tehnologice de îndesare a formelor, se pot construi și utiliza mașini care să lucreze prin vibropresare la presiuni specifice reduse. Avantajele pe care le prezintă acest procedeu sînt multiple : se elimină operația de scuturare, care este sursa unor serii întregi de neajunsuri (zgomote, trepidații etc.), se obține o modificare constructivă a mașinii și în același timp o reducere a greutății ei, asigurîndu-se în final un grad de îndesare a amestecului cel puțin egal cu acela obținut la îndesarea prin scuturare completată de presare. În plus diferența dintre valorile gradului de îndesare în diversele puncte pe suprafața formei este mult mai redusă, deci se obține și omogenizarea îndesării amestecului în diversele puncte ale formei. Vibrarea are un efect pozitiv și asupra calității suprafeței

formei, care se reflectă, în final, asupra calității suprafeței pieselor turnate, datorită faptului că așezarea granulelor de nisip pe placa model este mult influențată de vibrare, ceea ce duce la reducerea spațiilor intergranulare de pe suprafața activă a formei și, deci, la reducerea asperităților și neuniformităților de pe suprafața pieselor turnate.

CONSIDÉRATIONS SUR LES POSSIBILITÉS DE TASSEMENT DES MOULES PAR VIBROPRESSAGE AUX PRESSIONS SPÉCIFIQUES RÉDUITES

On décrit les essais qui ont pour but de réaliser le tassement des moules en combinant le vibrage et le pressage aux pressions spécifiques réduites.

On a utilisé la machine à mouler Zimmermann qui agit par secousse et par pressage, en remplaçant le piston secoueur par un turbovibrateur; la masse de la machine et le piston de pressage ont été maintenus.

Les essais ont été exécutés dans des conditions différentes et on a conclu que ce procédé offre plusieurs avantages: la construction est simplifiée et le poids de la machine est réduit; le pressage est homogène sur tous les points du moule et la qualité de la surface des pièces coulées est meilleure.

CONSIDERATIONS REGARDING MOULD FILLING POSSIBILITIES BY VIBRATION PRESSING AT LOW SPECIFIC PRESSURES

The paper presents experiments performed on mould filling, by compound vibration and pressing proceeding, at low specific pressures.

A Zimmermann forming device, operating by shaking and pressing, was used, whose shaking piston was replaced by a turbovibrator, maintaining on the board and the pressing piston.

Several tests were performed, in various conditions, which emphasized the advantages of the new proceeding: constructive simplification and decrease of machine weight; homogeneity in throughout filling of the mould: improvement of cast surfaces.

BIBLIOGRAFIE

[1] Cazacu I. și colectiv. *Contribuții la studiul îndesării formelor prin vibropresare.* Lucrări științifice, vol. V — seria Mecanică I.P. Brașov, 1962.

[2] Vuicu V. și colectiv. *Contribuții la studiul îndesării formelor prin vibropresare la presiuni ridicate.* Buletinul I.P. Brașov, nr. IX, seria Mecanică, 1967.

[3] * * Przglad Odlednictwa, 16, 5, 1966, p. 177 — 179.

[4] * * Giesserei, 54, februarie 1967, p. 94 — 96.

[5] * * Liteinoie Proizvodstvo, nr. 11, 1963, p. 59.

[6] Fedianin B. I. *Turbovibratoare pneumatice cu inerție.* Culegerea „Mecanizarea și automatizarea proceselor de lucru în turnătorie", Mașghiz, Moscova, 1962.

[7] * * Slévárenstvi, nr. 5, 1962, p. 173.

[8] * * Slévárenstvi, nr. 5, 1967, p. 133.

CZ 621.746.32

Cu privire la calculul oalelor de turnare și al dispozitivelor de basculare a acestora

Dr. ing. I. OPRESCU

Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej" — București

Scopul lucrării și principiul metodei de calcul. Oalele de turnare se dimensionează prin calcule geometrice, în funcție de capacitatea necesară. Prin aceste calcule se stabilesc dimensiunile oalelor, greutatea acestora și poziția centrului lor de greutate.

Cea de-a doua etapă de calcul al oalelor de turnare constă în stabilirea poziției garniturilor acestora (fusuri principale, fusuri secundare și urechi de basculare) și a momentelor și forțelor de basculare, necesare pentru calculul dispozitivelor de basculare.

Aceste elemente se determină prin calcule analitice complicate, cu aplicabilitate practică redusă, sau prin metode grafoanalitice, de asemenea, laborioase [1], [6] etc.

Prin această lucrare se urmărește stabilirea metodei analitice, utilizabile practic, pentru determinarea poziției garniturilor oalelor și a momentelor și forțelor de basculare, în funcție de principalele caracteristici constructive ale acestora.

Principala dificultate a calculului analitic constă în exprimarea, prin relații analitice relativ simple, a variațiilor volumului și coordonatelor centrului de greutate al topiturii cu unghiul de basculare a oalei; pentru înlăturarea acestei dificultăți, oalele reale, de diverse tipuri, se asimilează cu oalele cilindrice cu volumul interior și raportul înălțime/diametru mediu, egale cu cele ale oalelor reale.

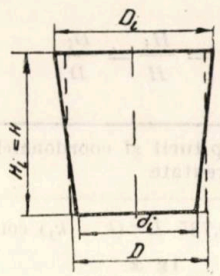
În tabela 1 se prezintă relațiile de trecere de la dimensiunile oalelor reale uzuale: tronconică (*a*) și cilindrică cu partea inferioară calotă sferică (*b*) la cele ale oalei de înlocuire, cum și dimensiunile și principalele caracteristici ale acesteia (*c*).

De exemplu, pentru o oală tronconică, utilizată pentru turnarea oțelului, fontei (în turnători) și a metalelor și aliajelor neferoase, cu greutate proprie $G_0 = 1{,}045$ tf, capacitate maximă $G_{t\,max} = 5{,}5$ tf fontă cu greutatea specifică $\gamma = 7$ tf/m³ și dimensiunile din figura 1, *a*, rezultă raporturile constructive:

$$k_{H_i} = \frac{H_i}{D_i} = \frac{1\,083}{990} = 1{,}094,$$

$$k_{d_i} = \frac{d_i}{D_i} = \frac{934}{990} = 0{,}943$$

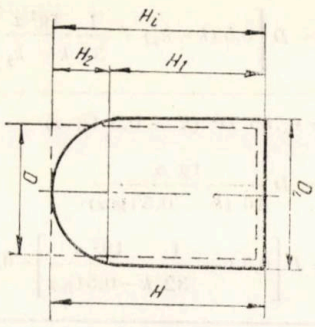
Tabela 1



$$H = k_{H_i} D_i = H_i \qquad (1)$$

$$D = \frac{1 + k_{di}}{2} D_i \qquad (2)$$

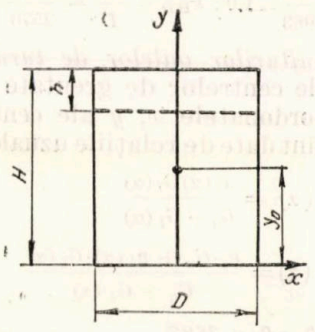
unde : $k_{H_i} = \frac{H_i}{D_i}$; $k_{d_i} = \frac{d_i}{D_i}$, raporturi constructive ale oalei reale



$$H = D_i \sqrt[3]{\left[k_{H_1} + k_{H_2}\left(\frac{1}{2} + \frac{2}{3} k_{H_2^2}\right)\right] k_{H_i^2}} \qquad (3)$$

$$D = D_i \sqrt[3]{\frac{k_{H_1} + k_{H_2}\left(\frac{1}{2} + \frac{2}{3} k_{H_2}^2\right)}{k_{H_i}}} \qquad (4)$$

unde : k_{H_i}, $k_{H_1} = \frac{H_1}{D_i}$; $k_{H_2} = \frac{H_2}{D_i}$ sînt raporturi constructive ale oalei reale



$$k = \frac{H}{D} \qquad (5)$$

$$k_0 = \frac{G_0}{G_{t\,max.}} \qquad (6)$$

unde : G_0 este greutatea proprie a oalei reale ;

$G_{t\,max.}$ — capacitatea maximă în greutate a oalei reale ;

$$k_1 = \frac{h}{D} \qquad (7)$$

unde : h este înălțime de siguranță a oalei reale ;

$$k_2 = \frac{y_0}{D} \qquad (8)$$

unde : y_0 este ordonata centrului de greutate al oalei reale.

și dimensiunile oalei de înlocuire, conform relațiilor (1) și (2) :

$$H_i = k_{H_i} D_i = 1{,}094 \times 990 = 1083 \text{ mm},$$

$$D = \frac{1 + K_{di}}{2} D_i = \frac{1 + 0{,}943}{2} 990 = 963 \text{ mm}.$$

Pentru o oală cilindrică cu partea inferioară calotă sferică, utilizată pentru transportul și turnarea fontei de furnal, cu greutatea proprie $G_o = 29$ tf, capacitatea maximă $G_{max} = 119$ tf fontă cu greutatea specifică $\gamma = 7$ tf/m³ și dimensiunile din figura 1, *b*, rezultă raporturile constructive :

$$k_{H_i} = \frac{H_i}{D_i} = \frac{H_1 + H_2}{D_i} = \frac{3446}{2692} = 1{,}28,$$

$$k_{H_1} = \frac{H_1}{D_i} = \frac{2100}{2692} = 0{,}78,$$

$$k_{H_2} = \frac{H_2}{D_i} = \frac{1346}{2692} = 0{,}50$$

și dimensiunile oalei de înlocuire, conform relațiilor (3) și (4) :

$$H = \rightarrow 3285 \text{ mm}$$

$$D = \rightarrow 2570 \text{ mm}$$

Conform relațiilor (5 – 8), oalele de înlocuire vor avea următoarele caracteristici :

$$k = \frac{H}{D} = \frac{1083}{962} = 1{,}125 ; \quad k = \frac{H}{D} = \frac{3285}{2570} = 1{,}28$$

$$k_0 = \frac{G_0}{G_{t\,max.}} = \frac{1{,}045}{5{,}5} = 0{,}190 ; \quad k_0 = \frac{G_0}{G_{t\,max.}} = \frac{29}{119} = 0{,}243$$

$$k_1 = \frac{h}{D} = \frac{100}{963} = 0{,}104 ; \quad k_1 = \frac{h}{D} = \frac{345}{2570} = 0{,}134$$

$$k_2 = \frac{y_0}{D} = \frac{392}{963} = 0{,}407 ; \quad k_2 = \frac{y_0}{D} = \frac{1516}{2570} = 0{,}59.$$

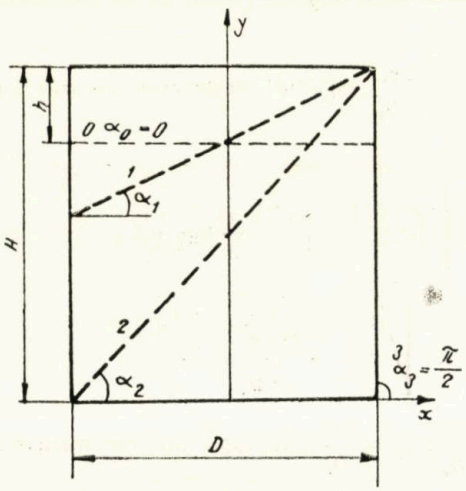
Pentru oala cilindrică de înlocuire, variația volumului topiturii V și a coordonatelor cen-

trului său de greutate x_t, y_t cu unghiul de basculare α, se exprimă prin relaţiile din tabela 2, pentru variaţia unghiului de basculare între 0° (începerea basculării) şi arctg$k$° (dezvelirea

iar pentru oala cilindrică cu partea inferioară calotă sferică :

$$k_{HD} = \frac{H_i}{H} = \frac{D_i}{D}. \qquad (16)$$

Tabela 2

	Unghiul de basculare, α°	Volumul topiturii şi coordonatele centrului său de greutate
	$0 < \alpha < \text{arc tg } 2k_1$	$V_{01} = 0{,}785\ D^3\ (k - k_1)$ constant (9) $x_{to1} = D \dfrac{\text{tg } \alpha}{16\ (k - k_1)}$ (10) $y_{to1} = D \left[0{,}5\ (k - k_1) + \dfrac{1}{32} \dfrac{\text{tg}^2 \alpha}{k - k_1} \right]$ (11)
	$\text{arctg } 2k_1 < \alpha < \text{acrtg } k$	$V_{12} = 0{,}785\ D^3\ (k - 0{,}5 \text{ tg } \alpha)$ (12) $x_{t12} = D \dfrac{\text{tg } \alpha}{16\ (k - 0{,}5 \text{ tg } \alpha)}$ (13) $y_{t12} = D \left[0{,}5\ k + \dfrac{1}{32} \dfrac{\text{tg}^2 \alpha}{k - 0{,}5 \text{ tg } \alpha} \right] - 0{,}25 \text{ tg } \alpha$ (14)

plăcii de bază a oalei de către oglinda topiturii)*.

Trecerea de la elementele dimensionale determinate pentru oala de înlocuire la cele ale oalei reale se face prin intermediul unui coeficient de scară k_{HD}, care ţine seama de diferenţa de dimensiuni dintre cele două oale. Pentru oala tronconică :

$$k_{HD} = \frac{H_i}{H} = \frac{D_{i\,med}}{D} = 1{,}0 \qquad (15)$$

Astfel, pentru oalele din figura 1, rezultă respectiv :

$$k_{HD} = \frac{D_{i\,med}}{D} = \frac{963}{963} = 1{,}0\ ;\ k_{HD} = \frac{D_i}{D} = \frac{2692}{2570} = 1{,}047.$$

Poziţiile garniturilor oalelor de turnare. Cunoscînd poziţiile centrelor de greutate ale oalei şi topiturii, coordonatele x, y ale centrului de greutate total sînt date de relaţiile uzuale (fig. 2) :

$$x\,(\alpha) = \frac{x_t(\alpha) G_t(\alpha)}{G_0 + G_t(\alpha)} \qquad (17)$$

$$y\ (\alpha) = \frac{y_0 \cdot G_0 + y_t\,(\alpha) \cdot G_t\,(\alpha)}{G_0 + G_t\,(\alpha)} \qquad (18)$$

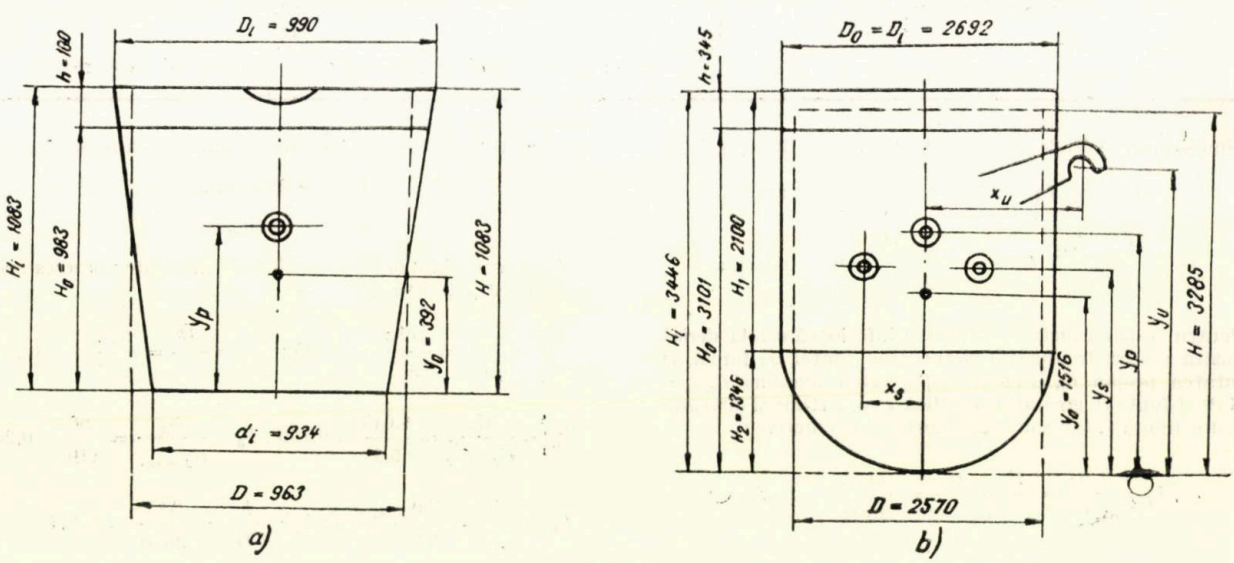


Fig. 1

* Acesta fiind intervalul care interesează practic. Pentru intervalul arctg$k$ < °C < $\frac{\pi}{2}$, relaţiile de calcul sînt mai complexe şi nu sînt utilizate în cele ce urmează.

în care :

G_0 este greutatea proprie a oalei;
G_t — greutatea topiturii din oală.

Greutatea topiturii G_t variază cu unghiul de basculare după relaţia :

$$G_t(\alpha) = \gamma V(\alpha) \tag{19}$$

în care : γ este greutatea specifică a topiturii ;
V — volumul curent al topiturii.

Pe de altă parte, greutatea proprie a oalei G_0 se poate exprima în funcţie de capacitatea maximă a oalei $G_{t\,max}$:

$$G_0 = k_0 \cdot G_{t\,max} = k_0 \cdot \gamma\, V_{max} \tag{20}$$

în care : k_0 este coeficientul constructiv, variabil în funcţie de construcţia oalei (tabela 1) ;
V_{max} — volumul maxim al oalei.

Volumul util al oalei V_0, ocupat iniţial de topitură, se exprimă în funcţie de volumul maxim prin relaţia :

$$V_0 = \frac{k - k_1}{k} V_{max} \tag{21}$$

în care coeficienţii k şi k_1 rezultă din tabela 1.

Notînd raportul dintre volumul curent al topiturii şi cel iniţial :

$$k_v(\alpha) = \frac{V(\alpha)}{V_0} \tag{22}$$

prin introducerea succesivă a relaţiilor (21) şi (22) în relaţia (20), se obţine :

$$G_0 = k_3(\alpha)\, \gamma V(\alpha), \tag{23}$$

în care s-a notat :

$$k_3(\alpha) = \frac{k_0 k}{k_v(\alpha)(k - k_1)}. \tag{24}$$

Relaţiile (19) şi (23) permit exprimarea greutăţii topiturii G_t, respectiv a greutăţii oalei G_0 în funcţie de volumul curent al topiturii. Introducîndu-le în expresiile (17) şi (18) rezultă coordonatele centrului de greutate total sub formă generalizată :

$$x(\alpha) = \frac{x_t(\alpha)}{k_3(\alpha) + 1}, \tag{25}$$

$$y(\alpha) = \frac{k_3(\alpha)\, k_2 D + y_t(\alpha)}{k_3(\alpha) + 1}. \tag{26}$$

Variaţia valorilor coordonatelor x şi y cu unghiul de basculare a oalei α se determină prin introducerea în relaţiile (25) şi (26) a variaţiilor $x_t(\alpha)$ şi $y_t(\alpha)$ din tabela 2 şi a variaţiei $k_3(\alpha)$ dată de relaţia (24). Pentru zona $\operatorname{arctg} 2k_1 < \alpha < \operatorname{arctg} k$, care interesează în calcul, se obţine prin împărţirea relaţiei (12) la (9) :

$$k_v(\alpha) = \frac{V(\alpha)}{V_o} = \frac{k - 0{,}5 \operatorname{tg}\alpha}{k - k_1} \tag{27}$$

şi :

$$k_3(\alpha) = \frac{k_0 k}{k - 0{,}5 \operatorname{tg}\alpha}. \tag{28}$$

Poziţia fusurilor principale trebuie să îndeplinească condiţia evitării autobascul ării necontrolate a oalei. Considerînd poziţia fusurilor principale determinată de or-

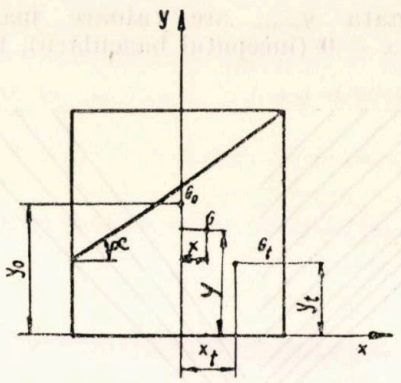


Fig. 2

donata y_p (fig. 3, *a*, schemă pentru stabilirea poziţiei fusurilor principale şi a momentului de basculare faţă de axa acestora), braţul d_{1G} al greutăţii totale $G = G_0 + G_t$ faţă de axa de basculare ($d_{1G} = a \sin\alpha$) se exprimă prin relaţia :

$$d_{1G}(\alpha) = [y_p - y(\alpha)] \sin\alpha - x(\alpha) \cos\alpha. \tag{29}$$

Înlocuind în relaţia (29) expresiile x şi y din relaţiile (25) şi (26), rezultă :

$$d_{1G}(\alpha) = y_p \sin\alpha - \frac{1}{k_3(\alpha) + 1}\{[k_3(\alpha)\, k_2 D + y_t(\alpha)] \sin\alpha + x_t(\alpha) \cos\alpha\}. \tag{30}$$

Pentru ca momentul de basculare a oalei :

$$M_1(\alpha) = G(\alpha)\, d_{1G}(\alpha) \tag{31}$$

să fie permanent pozitiv este necesar ca pentru orice valoare α :

$$d_{1G}(\alpha) \geqslant 0 \tag{32}$$

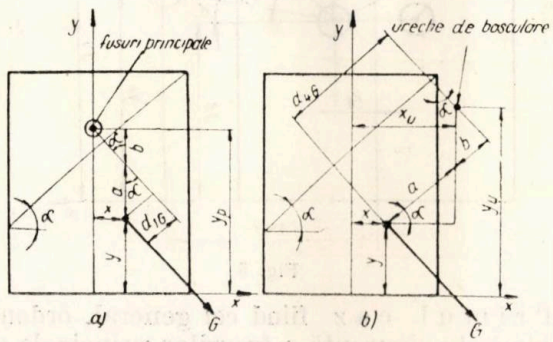


Fig. 3

deoarece, evident, $G(\alpha) > 0$.

Din condiţia (32) se obţine expresia limită a ordonatei y_p a fusurilor principale, care dă

valoarea minimă a acesteia în funcţie de unghiul de basculare :

$$y_{p\,min.} = \frac{1}{k_3(\alpha)+1}\,[k_3(\alpha)k_2D + y_t(\alpha) - \varkappa(\alpha)\operatorname{tg}\alpha]. \quad (33)$$

Ordonata $y_{p\,min}$ are valoare maximă fie pentru $\alpha = 0$ (începutul basculării), fie pentru

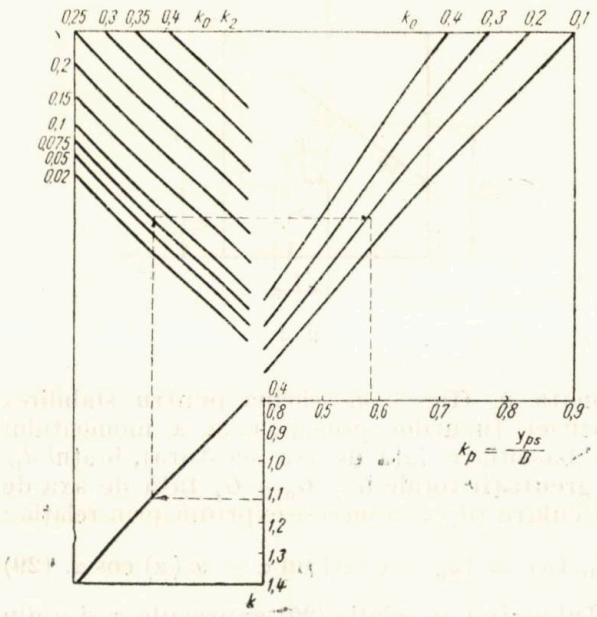


Fig. 4

$\alpha = \frac{\pi}{2}$ (sfîrşitul basculării), după cum ordonata centrului de greutate al oalei este mai mică sau mai mare decît ordonata iniţială a topiturii.

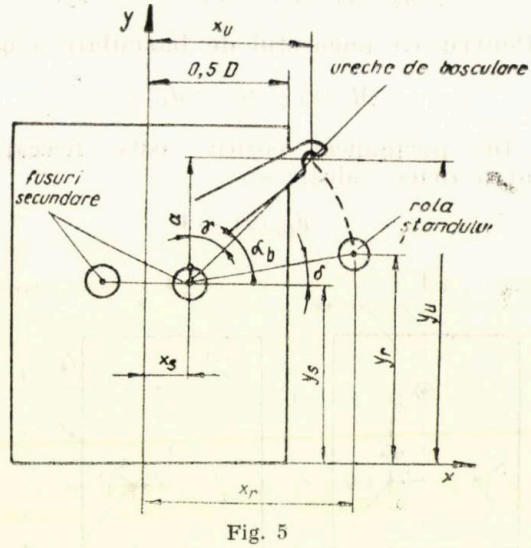


Fig. 5

P r i m u l c a z fiind cel general, ordonata minimă de siguranţă a fusurilor principale este dată generalizat de constanta :

$$k_p = \frac{y_{ps}(\alpha)}{D} = \frac{y_{p\,min.}(o)}{D} = \frac{kk_0k_2 + 0{,}5\,(k-k_1)^2 + \dfrac{1}{16}}{k(k_0+1) - k_1} \quad (34)$$

care, în cazul cel mai dezavantajos al umplerii complete a oalei ($k_1 = 0$), devine :

$$k_p = \frac{1}{k_0+1}\left(k_0k_2 + 0{,}5\,k + \frac{1}{16k}\right). \quad (35)$$

Variaţia k_p (k, k_0, k_2) este reprezentată grafic în nomograma din figura 4, care permite stabilirea poziţiei minime de siguranţă a fusurilor principale în funcţie de caracteristicile constructive ale oalelor.

De exemplu, pentru oala din figura 1, *a* cu $k = 1{,}125$, $k_0 = 0{,}19$, $k_2 = 0{,}407$ şi $k_0k_2 = 0{,}077$, rezultă $k_p = 0{,}585$ şi deci :

$$y_{ps} = k_p\ Dk_{HD} = 0{,}585 \times 963 \times 1 = 563\ \text{mm}.$$

În mod similar, pentru oala din figura 1, *b* rezultă $k_p = 0{,}68$ şi $y_{ps} = k_p\ Dk_{HD} = 0{,}68 \times 2\,570 \times 1{,}047 = 1820$ mm.

În cel de-al d o i l e a c a z care reprezintă o situaţie particulară, ordonata minimă de siguranţă este :

$$k_p = k_2 \quad (36)$$

Poziţia f u s u r i l o r s e c u n d a r e se stabileşte ţinîndu-se seama de dublul rol al acestora : de basculare a oalei cu un unghi necesar α_b şi de sprijinire a oalei pe vagonul portoală.

La basculareа oalei faţă de axa fusului secundar de coordonate x_s, y_s (fig. 5 — Schemă pentru stabilirea poziţiei fusurilor secundare şi a urechilor de basculare), poziţia optimă limită a acestuia rezultă din condiţia ca momentul de basculare să fie permanent pozitiv şi să aibă valoare minimă, ceea ce înseamnă ca la sfîrşitul basculării ($\alpha = \alpha_b$) momentul să aibă valoare nulă, descrescînd continuu de la valoarea maximă pentru $\alpha = 0$.

Pentru îndeplinirea acestei condiţii este evident necesar ca în poziţia $\alpha = \alpha_b$ coordonatele fusului secundar să coincidă cu cele ale centrului de greutate total al oalei, date de relaţiile (25) şi (26). Notînd :

$$k_{s1} = \frac{x_s}{D};\quad k_{s2} = \frac{y_s}{D} \quad (37-38)$$

rezultă din această condiţie, prin înlocuirea relaţiilor (13) şi (14) în relaţiile (25) şi (26) (în ipoteza $\alpha_b > \operatorname{arctg} 2k_1$) :

$$k_{s1} = \frac{\operatorname{tg}\alpha_b}{16\,[k(k_0+1) - 0{,}5\operatorname{tg}\alpha_b]} \quad (39)$$

$$k_{s2} = \frac{k\,k_0\,k_2 + 0{,}5\,(k - 0{,}5\operatorname{tg}\alpha_b)^2 + \dfrac{1}{32}\operatorname{tg}^2\alpha_b}{k(k_0+1) - 0{,}5\operatorname{tg}\alpha_b}. \quad (40)$$

În ipoteza $\alpha_b \leqslant \operatorname{arctg} k_1$, expresiile (39) şi (40) se modifică corespunzător, prin înlocuirea în relaţiile (25) şi (26) a expresiilor (10) şi (11).

Din punctul de vedere al stabilităţii oalei în timpul transportului, ordonata y_s este

satisfăcătoare, însă abscisa x_s este prea mică, oferind o bază de sprijin insuficientă. Dacă este necesar să se satisfacă ambele condiții, raportul k_{s1} se majorează constructiv:

$$k_{s1} \geqslant 0{,}15. \tag{41}$$

Relația (40) este reprezentată grafic în nomograma din figura 6, din care se determină ordonata fusurilor secundare în funcție de caracteristicile constructive ale oalelor.

De exemplu, pentru oala din figura 1, *b* și $\alpha_b = 22°$ (0,5 $\operatorname{tg}\alpha_b = 0{,}2$), rezultă din nomograma *a* numitorul relației (40), notat cu *B*, egal cu 1,4. Din nomograma *b* rezultă numărătorul relației (40), notat cu *A*, egal cu 0,78 și în continuare

$$k_{s2} = \frac{A}{B} = 0{,}555.$$

Se obține astfel ordonata fusurilor secundare:

$$y_s = k_{s2}\, Dk_{HD} = 0{,}555 \times 2\,570 \times 1{,}047 = 1\,493 \text{ mm}.$$

Poziția **urechilor de basculare**, dată de coordonatele x_u, y_u, este definită de condiția ca la unghiul de basculare α_b acestea să ia contact cu rolele standului de basculare de coordonate x_r, y_r (fig. 5).

Din această figură rezultă:

$$y_u = y_s + a = y_s + \frac{x_u - x_s}{\operatorname{tg}\gamma}. \tag{42}$$

Adoptîndu-se constructiv:

$$x_u = (0{,}55 \ldots 0{,}65)\, D, \tag{43}$$

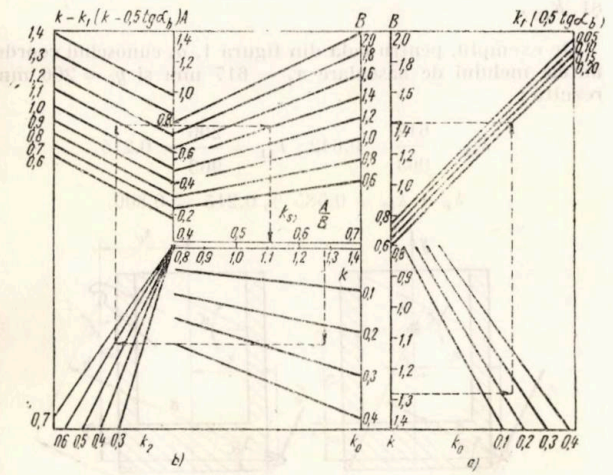


Fig. 6

determinînd unghiul δ în funcție de coordonatele rolelor standului și cele ale fusurilor secundare:

$$\delta = \operatorname{arctg}\frac{y_r - y_s}{x_r - x_s} \tag{44}$$

și ținînd seama că:

$$\gamma = \frac{\pi}{2} - (\alpha_b + \delta) \tag{45}$$

rezultă în final:

$$k_{u1} = \frac{x_u}{D} = 0{,}55 \ldots 0{,}65 \tag{46}$$

$$k_{u2} = \frac{y_u}{D} = k_{s2} + \frac{k_{u1} - k_{s1}}{\operatorname{tg}\left[\frac{\pi}{2} - \left(\alpha_l + \operatorname{arctg}\frac{k_{r2} - k_{s2}}{k_{r1} - k_{s1}}\right)\right]} \tag{47}$$

în care s-a notat:

$$k_{r1} = \frac{x_r}{D};\quad k_{r2} = \frac{y_r}{D}. \tag{48)—(49}$$

De exemplu, pentru oala din figura 1, *b* și pentru $\alpha_b = 22°$, rezultă din (46):

$$x_u = 0{,}55\ Dk_{HD} = 0{,}55 \times 2570 \times 1{,}047 = 1\,480 \text{ mm}$$

și din (48), considerînd $k_{s1} = 0{,}15$ și coordonatele rolelor standului de basculare $x_r = 1\,870$ mm și $y_r = 2\,166$ mm, $k_{u2} = 1{,}007$, deci:

$$y_u = k_{u2}\, Dk_{HD} = 1{,}007 \times 2\,570 \times 1{,}047 = 2720 \text{ mm}.$$

Momente și forțe de basculare. La basculareа oalelor **față de axa fusurilor principale**, momentul de basculare este (fig. 3, *a*):

$$M_1(\alpha) = [G_0 + G_t(\alpha)]\, d_{1G}(\alpha), \tag{50}$$

care se scrie, înlocuind relația (23):

$$M_1(\alpha) = [k_3(\alpha) + 1]\,\gamma V(\alpha) d_{1G}(\alpha). \tag{51}$$

Funcția $M_1(\alpha)$ variază ca în figura 7, *a*, cu un maxim pentru valoarea unghiului de

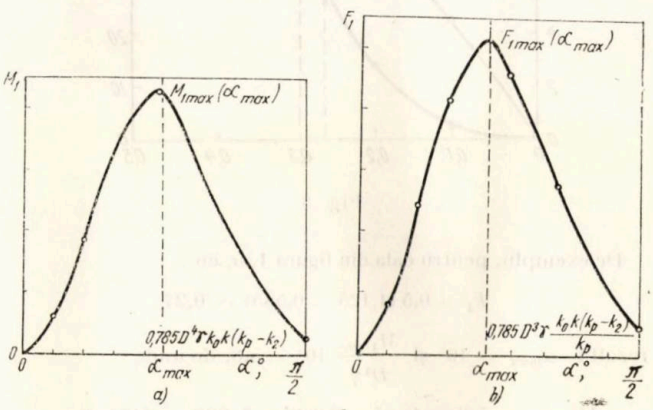


Fig. 7

basculare $\alpha_{max.} \leqslant \operatorname{arctg} k$. Pentru zona $0 < \alpha < \operatorname{arctg} k$ și cazul cel mai dezavantajos ($k_1 = 0$) rezultă expresia momentului prin înlocuirea în relația (51) a variațiilor corespunzătoare $k_3(\alpha)$, $V(\alpha)$ și $d_{1G}(\alpha)$:

$$M_1 = 0{,}785\, D^4\gamma \sin\alpha \operatorname{tg}\alpha (k_4 - 0{,}156 \operatorname{tg}\alpha), \tag{52}$$

în care s-a notat:

$$k_4 = 0{,}5\,(k - k_p). \tag{53}$$

Prin anularea derivatei de ordinul I a funcției (52) și rezolvarea ecuației de gradul III rezultate se obține expresia:

$$\alpha_{max} = \operatorname{arctg}\left[1{,}07\,k_4 + \sqrt[3]{1{,}21\,k_4^3 + 2{,}4\,k_4 + \sqrt{(1{,}21\,k_4^3 + 2{,}4\,k_4)^2 + (0{,}5 - 1{,}14\,k_4^2)^3}} + \right.$$
$$\left. + \sqrt[3]{1{,}21\,k_4^3 + 2{,}4\,k_4 - \sqrt{(1{,}21\,k_4^3 + 2{,}4\,k_4^2)^2 + (0{,}5 - 1{,}14\,k_4^2)^3}}\right] \qquad (54)$$

Din diagrama din figura 8 se determină valoarea momentului maxim de basculare $M_{1\,max}$ și cea a unghiului corespunzător de basculare α_{max}, în funcție de caracteristicile constructive ale oalelor, exprimate prin coeficientul k_4.

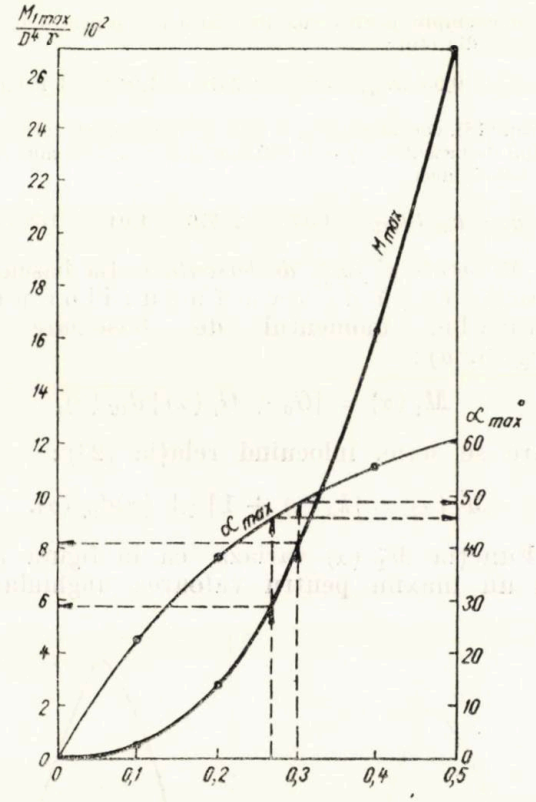


Fig. 8

De exemplu, pentru oala din figura 1, *a*, cu:

$$k_4 = 0{,}5\,(1{,}125 - 0{,}585) = 0{,}27$$

rezultă $\alpha_{max} = 46°$ și $\frac{M_{1max.}}{D^4\gamma}\,10^2 = 5{,}8$, de unde:

$$M_{1\,max.} = 5{,}8 \times 10^{-2} \times 0{,}962^4 \times 7\,000 = 347\ \text{kgfm}.$$

Pentru oala din figura 1, *b*, cu:

$$k_4 = 0{,}5\,(1{,}280 - 0{,}68) = 0{,}3$$

rezultă $\alpha_{max.} = 49°$ și $\frac{M_{1max.}}{D^4\gamma}\,10^2 = 8{,}2$, de unde:

$$M_{1\,max.} = 8{,}2 \times 10^{-2} \times 2{,}57^4 \times 7\,000 = 25\,000\ \text{kgfm}.$$

Forța de basculare este dată de relația generală:

$$F_1(\alpha) = \frac{M_1(\alpha)}{d_{F_1}(\alpha)} \qquad (55)$$

în care expresia brațului forței d_{F_1} rezultă din figura 9, *a* (Schemă pentru stabilirea brațului forței de basculare față de axa fusurilor principale, $d_{F_1} = a + b$):

$$d_{F_1}(\alpha) = D\,(k_p + k_{i2})\sin\alpha + k_{i1}\cos\alpha \qquad (56)$$

în care s-au notat:

$$k_{i1} = \frac{x_i}{D};\quad k_{i2} = \frac{y_i}{D}, \qquad (57-58)$$

x_i și y_i fiind coordonatele inelului de basculare.

Funcția $F_1(\alpha)$ variază ca în figura 7, *b*. Deoarece relația (55) $M_1(\alpha)$ și $d_{F_1}(\alpha)$ sînt ambele crescătoare, iar $M_1(\alpha)$ crește mai repede decît $d_{F_1}(\alpha)$, maximul funcției $F_1(\alpha)$ are aceeași abscisă cu cel al funcției $M_1(\alpha)$, adică α_{max} dat de relația (54).

Pentru intervalul $0 < \alpha < \operatorname{arctg} k$, forța de basculare are expresia rezultată prin împărțirea relației (52) la relația (56):

$$F_1 = 0{,}785\,D^3\gamma\,\frac{\operatorname{tg}^2\alpha\,(k_4 - 0{,}156\operatorname{tg}\alpha)}{(k_p + k_{i2})\operatorname{tg}\alpha + k_{i1}} \qquad (59)$$

cu valoare maximă pentru $\alpha = \alpha_{max}$.

Din nomograma din figura 10 se determină forța maximă de basculare în funcție de caracteristicile constructive ale oalelor k_4, k_p și k_{i1} și k_{i2}.

De exemplu, pentru oala din figura 1, *a*, cunoscînd coordonatele inelului de basculare $x_i = 617$ mm și $y_i = 206$ mm, rezultă:

$$k_{i1} = \frac{617}{963} = 0{,}642;\quad k_{i1} = \frac{206}{963} = 0{,}215,$$

$$k_p + k_{i2} = 0{,}585\ \%\ 0{,}215 = 0{,}800,$$

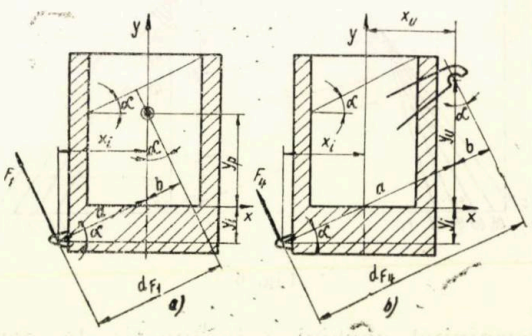


Fig. 9

$\operatorname{tg}\alpha_{max} = \operatorname{tg}46° = 1{,}03$ (α_{max} fiind determinat anterior din diagrama din figura 8).

Din nomograma din figura 10, *a*, rezultă numitorul relației (59), notat cu A, egal cu 1,45, și apoi, din nomograma din figura 10, *b* rezultă $\frac{F_{1max.}}{D^3\gamma}\,10^2 = 6{,}67$. Forța maximă de basculare este deci:

$$F_{1max} = 6{,}67 \times 10^{-2} \times 0{,}096^2 \times 7\,000 = 415\ \text{kgf}.$$

La bascularea oalelor cu dispozitive la sol, momentul de basculare este dat de relaţia generală (fig. 11, *a*):

$$M_2(\alpha) = [k_3(\alpha)+1]\gamma\, V(\alpha)\, d_{1G}(\alpha) + R_b \cos\alpha \quad (60)$$

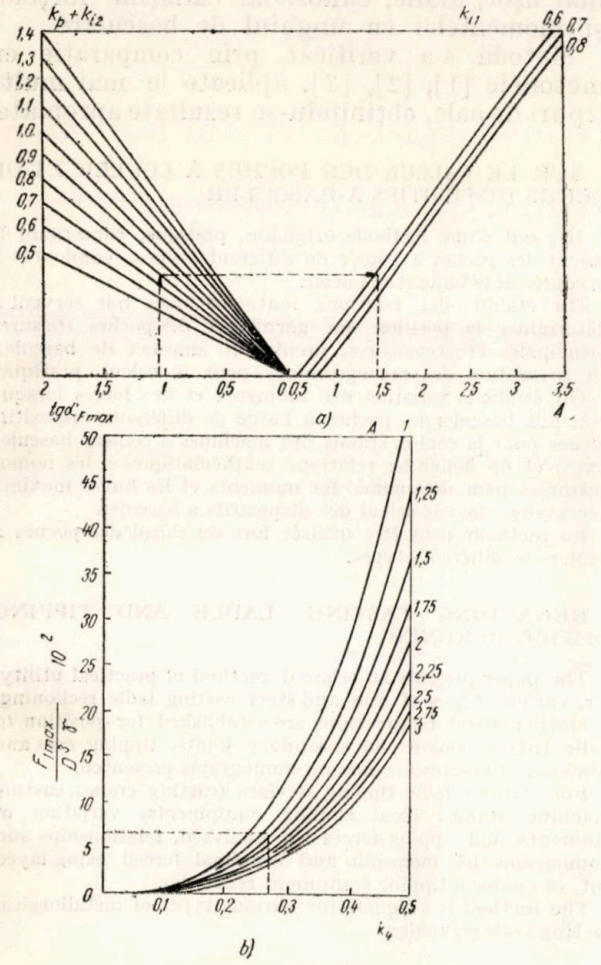


Fig. 10

în care R_b este raza dispozitivului de basculare.

Cele două componente ale acestui moment sînt reprezentate grafic în figura 11, *b*. Pentru

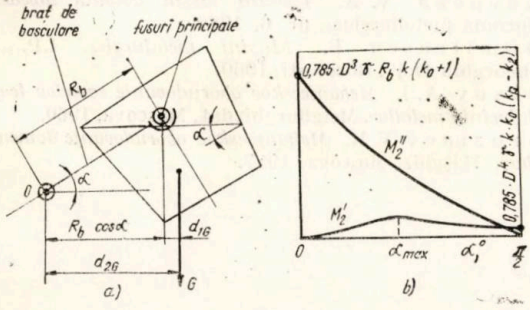


Fig. 11

intervalul $0 < \alpha < \operatorname{arctg} k$, componenta $M_2'(\alpha)$ este dată de relaţia (52), iar cealaltă este:

$$M_2''(\alpha) = 0{,}785 D^3 \gamma R_b [k(k_3+1)\cos\alpha - 0{,}5 \sin\alpha] \quad (61)$$

Rezultă valoarea maximă a momentului total pentru $\alpha = 0$:

$$M_{2\,max} = 0{,}785\, D^3 \gamma\, R_b\, (k_0 + i) \quad (62)$$

dată de nomograma din figura 12.

De exemplu, pentru oala din figura 1, *a* şi $R_b = 800$ mm din această nomogramă rezultă $\frac{M_{2\,max}}{D^3\gamma} = 0{,}82$, de unde:

$$M_{2\,max.} = 0{,}82 \times 0{,}962^3 \times 7\,000 = 5108 \text{ kgfm.}$$

La bascularea mixtă la standul maşinii de turnare, variaţia momentelor de basculare în cele două etape (M_3 pentru $0 < \alpha < \alpha_b$ şi M_4 pentru $\alpha_b < \alpha < \frac{\pi}{2}$) este prezentată în figura 13, *a*, din care rezultă valoarea maximă a momentului total:

$$M_{34\,max.} = M_4(\alpha_b). \quad (63)$$

Expresia momentului M_4 este:

$$M_4(\alpha) = [k_3(\alpha) + 1]\gamma V(\alpha)\, d_{4G}(\alpha) \quad (64)$$

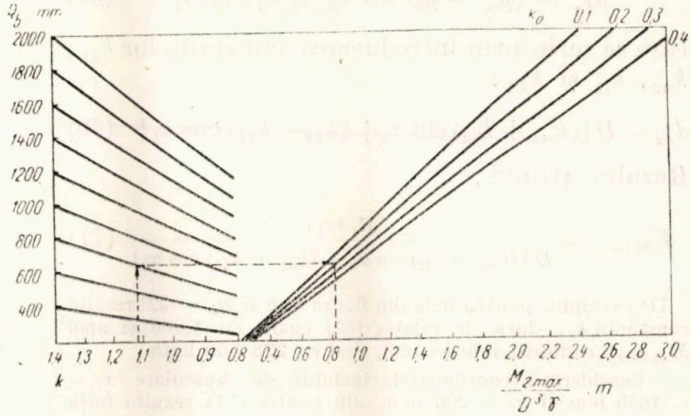


Fig. 12

în care braţul greutăţii totale faţă de axa urechilor de basculare rezultă din figura 3, *b* (Schemă pentru determinarea momentului de

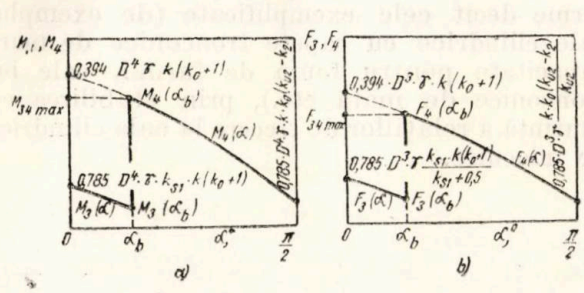


Fig. 13

basculare faţă de axa urechilor de basculare, $d_{4G} = a + b$);

$$d_{4G} = [y_u - y(\alpha)] \sin\alpha + [x_u - x(\alpha)] \cos\alpha \quad (65)$$

Pentru intervalul $\alpha_b < \alpha < \text{arctg}k$, variația $M_4\ (\alpha)$ se obține prin înlocuirea în relațiile (64) și (65) a variațiilor corespunzătoare $k_3\ (\alpha)$, $V\ (\alpha)$, $y\ (\alpha)$ și $x\ (\alpha)$:

$$M_{34\,max.} = M_4\,(\alpha_b) = 0{,}785\,D^4\gamma\left\{[k\,(k_0+1) - \right.$$

$$-\,0{,}5\alpha_b]\,[(k_{u1}\,(\cos\alpha_b + k_{u2}\sin\alpha_b)] -$$

$$\left. -\sin\alpha_b \text{tg}\,\alpha_b\left(\frac{k_5}{\text{tg}\,\alpha_b} - 0{,}5\,k + 0{,}156\,\text{tg}\,\alpha_b\right)\right\} \quad (66)$$

în care s-a notat:

$$k_5 = k\,k_0\,k_2 + 0{,}5\,k^2 + 0{,}062 \quad (67)$$

În mod similar forța maximă de basculare se stabilește pentru $\alpha = \alpha_b$ (fig. 13, *b*), fiind dată de relația:

$$F_{34\,max.} = \frac{M_4(\alpha_b)}{d_{F_4}(\alpha)} \quad (68)$$

în care brațul forței de basculare pentru $\alpha = \alpha_b$ rezultă din figura 9, *b*:

$$d_{F_4} = (y_u + y_i)\sin\alpha_b + x_i\cos\alpha_b \quad (69)$$

care se scrie prin introducerea constantelor k_{u1}, k_{u2}, k_{i1} și k_{i2}:

$$d_{F_4} = D\,[(k_{u2}+k_{i2})\sin\alpha_b + (k_{u1}+k_{i1})\cos\alpha_b] \quad (70)$$

Rezultă atunci:

$$F_{34\,max.} = \frac{M_4\,(\alpha_b)}{D\,[(k_{u2}+k_{i2})\sin\alpha_b + (k_{u1}+k_{i1})\cos\alpha_b]} \quad (71)$$

De exemplu, pentru oala din figura 1, *b* și $\alpha_b = 22°$ rezultă constanta k_5, dată de relația (67) egală cu 1,066 și apoi $M_{34\,max.}$, conform relației (66), egal cu 228 500 kgfm.

Considerînd coordonatele inelului de basculare $x_i = 1650$ mm și $y_i = 200$ mm, din relația (71) rezultă forța de basculare $F_{34\,max.} = 52\ 200$ kgf.

Concluzii. Metoda prezentată permite un calcul analitic relativ simplu sau un calcul nomogramatic rapid al coordonatelor garniturilor oalelor de turnare și al momentelor și forțelor de basculare. Ea se aplică și oalelor de alte forme decît cele exemplificate (de exemplu, oale cilindrice cu capete tronconice de mare capacitate pentru fonta de furnal, oale bitronconice de mată etc.), prin stabilirea cu ușurință a relațiilor de trecere la oala cilindrică de înlocuire.

În lucrare s-au prezentat relațiile de stabilire a momentelor și forțelor maxime de basculare. Valorile medii pătratice ale acestora, de asemenea utile în calculul dispozitivelor de basculare, se determină analitic sau, mai ușor, grafic, cunoscînd variațiile forțelor și momentelor cu unghiul de basculare.

Metoda s-a verificat prin comparație cu metodele [1], [2], [3], aplicate la mai multe tipuri de oale, obținîndu-se rezultate apropiate.

SUR LE CALCUL DES POCHES À COULER ET DE LEURS DISPOSITIFS À BASCULER

Il s'agit d'une méthode originale, pratique, concernant le calcul des poches à couler de différents types, employées à la coulée de la fonte et de l'acier.

On établit des relations mathématiques qui servent à déterminer la position des garnitures des poches (fissures principales et secondaires, oreilles et anneaux de bascule), en présentant des nomogrammes pour le calcul pratique.

On étudie la variation des moments et des forces lorsque l'on fait basculer les poches à l'aide de différents dispositifs (grues pour la coulée, stands des machines à couler, bascules fixes) et on donne les relations mathématiques et les nomogrammes pour déterminer les moments et les forces maxima nécessaires dans le calcul des dispositifs à basculer.

La méthode peut être utilisée lors du calcul des poches à couler de différents types.

REGARDING CASTING LADLE AND TIPPING DEVICE REKONING

The paper presents an original method of practical utility, for various types of iron and steel casting ladle reckoning.

Mathematical relationships are established for position of ladle fittings (main and secondary joints, tipping cars and rings), and practical reckoning nomograms presented.

For various ladle tipping devices (casting cranes, casting machine stands, fixed tipping equipments) variation of momenta and tipping forces are analysed, relationships and nomograms for momenta and maximal forced being layed out, to enable a tipping equipment reckoning.

The method is adequate for various types of metallurgical casting ladle reckoning.

BIBLIOGRAFIE

[1] Scirenko N. S. *Mehaniceskoe oborudovanie domennih țehov.* Metallurghizdat, Moscova, 1962.

[2] Aksenov N. P. și Aksenov P. N. *Utilajul mecanic al turnătoriilor.* I.D.T., București, 1958 (traducere din limba rusă).

[3] Karpeka V. A. *Izvestiia vissih ucebnih zavedenii.* Ciornaia metallurghiia, nr. 6, 1960.

[4] Dumitrașcu P. *Mașini metalurgice.* I.P. „Gh. Gheorghiu-Dej", București, 1960.

[5] Basov A. I. *Mehaniceskoe oborudovanie zavodov țeajeolih țvetnih metallov.* Metallurghizdat, Moscova, 1960.

[6] Gruzinov V. K. *Mehaniceskoe oborudovanie domennih țehov.* Mașghiz, Moscova, 1957.

CZ 669.15—194.56;620.186.82

O metodă simplă și eficace de punere în evidență a mărimii grăuntelui de austenită, aplicabilă la o gamă largă de mărci de oțeluri

Ing. P. TUDORAN
Institutul politehnic — Brașov

Tendința de creștere a grăuntelui de austenită la încălzire, adică ceea ce se numește grăunte ereditar de austenită, este una din caracteristicile cele mai importante ale oțelului.

După cum reiese din literatura de specialitate, în unele țări această caracteristică este pusă alături de caracteristicile de rezistență ale oțelului, căutîndu-se să se elaboreze oțeluri cu grăunte ereditar de mărime bine stabilită, în funcție de necesitățile consumatorilor.

Importanța mărimii grăuntelui de austenită este determinată de faptul că influențează în mod esențial structura obținută în urma tratamentului termic și, prin aceasta, caracteristicile mecanice după tratament.

Pentru aprecierea mărimii grăuntelui de austenită au fost puse la punct, pînă în prezent, o serie de metode de determinare. Cele mai importante și mai utilizate dintre ele sînt cuprinse în STAS 5490—67, care va intra în vigoare în anul 1968, înlocuind STAS 5490—56.

Dezavantajul comun al majorității metodelor utilizate pînă în prezent este legat de faptul că fiecare din ele este utilizabilă doar pentru o anumită clasă de oțeluri.

Din cauza aceasta cercetările în direcția găsirii unor metode cît mai adecvate de determinare a mărimii grăuntelui austenitic continuă și în momentul de față. Dovadă lucrările [2], [3], [4], [5], [6], [7], [8] și altele.

Se pune, de asemenea, problema determinării grăuntelui real de austenită adică a mărimii grăuntelui de austenită obținut în urma executării unor tratamente termice concrete ca, de exemplu, a normalizării, călirii urmate de revenire etc.

În cazul determinării grăuntelui real de austenită trebuie puse în evidență limitele foștilor grăunți de austenită din care provine structura respectivă, obținută în urma tratamentului termic respectiv.

În lucrarea [9] se arată că GOST-ul prevede determinarea grăuntelui real de austenită prin atacul probei respective cu soluție de 4% acid azotic în apă sau cu soluție de 5% acid picric în apă.

În aceeași lucrare se arată însă că această metodă nu dă rezultate satisfăcătoare, nereușind să pună în evidență, în bune condiții, limitele grăunților inițiali de austenită.

Nu au dat rezultate satisfăcătoare nici încercările de a evidenția limitele grăunților de austenită prin atac în electrolit.

Rezultate bune în ceea ce privește evidențierea limitelor foștilor grăunți de austenită au fost obținute în schimb, în ultimul timp, prin atacarea probelor cu reactivi formați din soluții saturate de acid picric în apă, la care s-au adăugat substanțe detergente.

Au fost utilizați în acest scop detergenții „Tipol" în Franța, „Alchilo" în Polonia, „Sintol" în U.R.S.S. [9]. Reactivi cu adaos de substanțe detergente au fost încercați și în R.D.G. [10] și în Japonia [11].

Metoda evidențierii limitelor grăunților de austenită prin atac cu reactivi formați din soluție saturată de acid picric în apă cu adaos de substanțe detergente (alkilsulfonat de sodiu) este prevăzută și în STAS 5490—67.

Compoziția chimică exactă a detergenților folosiți în acești reactivi nu se cunoaște. Se cunoaște doar că ei sînt săruri ai acizilor alkilsulfonici și că au proprietatea de a fi adsorbiți din soluții de suprafețele de contact și de a coborî tensiunea superficială pe aceste suprafețe.

Este controversată starea în care trebuie să se găsească probele care sînt supuse atacului cu astfel de reactivi pentru evidențierea limitelor grăunților de austenită.

Unii autori, ca de exemplu autorii lucrării [9], efectuează determinarea mărimii grăuntelui de austenită pe probe călite, în timp ce alții [10], [12] lucrează cu probe călite și revenite, susținînd că revenirea în anumite intervale de temperatură ușurează punerea în evidență a limitelor grăunților de austenită.

STAS 5490—67 prevede revenirea probelor la 225 — 250°C, în cazul oțelurilor carbon și a oțelurilor slab și mediu aliate, și la 500 — 550°C, în cazul oțelurilor înalt aliate.

Obiectul prezentei lucrări și modul de lucru. Scopul prezentei lucrări a fost încercarea de punere în evidență a limitelor grăunților de austenită prin atac cu soluții saturate de acid picric în apă și adaos de substanțe detergente utilizate la noi în țară. Au fost încercați în acest scop alkilarilul sulfonat, care stă la baza detergentului „Alba" și oxifenolul sulfonat și alkilat, care constituie baza detergentului „Perlan".

Au fost efectuate încercări cu reactivi cu adaos de 1 și 2% alkilaril sulfonat și cu

Tabela 1

Reactivul utilizat şi condiţiile de atac		Soluţie saturată de acid picric în apă cu adaos de alkilaril sulfonat			
Marca oţelului şi starea în care se află oţelul		1% alkilaril sulfonat la temperatura de		2% alkilaril sulfonat la temperatura de	
		20°C	60°C	20°C	60°C
OLC 15	În stare de livrare	—	—	—	—
	Călit de la 885°C în apă	—	—	—	10 min
	Călit şi revenit la 250°C	—	—	—	10 min (fig. 1)
	Călit şi revenit la 500°C	—	—	—	10 min
OSC 7	În stare de livrare	—	—	—	—
	Călit la 800°C în apă	—	—	—	6 min
	Călit şi revenit la 250°C	—	—	—	6 min
	Călit şi revenit la 500°C	—	—	—	6 min
15 C 08	În stare de livrare	—	—	—	—
	Călit de la 865°C în apă	—	10 min	30 min	5 min
	Călit şi revenit la 250°C	30 min	10 min	30 min	5 min
	Călit şi revenit la 500°C	—	10 min	—	10 min
13 CN 30	În stare de livrare	—	5 min	—	—
	Călit de la 850°C în ulei	30 min	5 min	—	5 min
	Călit şi revenit la 250°C	—	5 min	—	5 min
	Călit şi revenit la 500°C	—	15 min (fig. 2)	—	15 min
21 MoMC 12	În stare de livrare	—	—	—	—
	Călit de la 835°C în ulei	—	10 min	—	10 min
	Călit şi revenit la 250°C	—	10 min	—	10 min (fig. 3)
	Călit şi revenit la 500°C	—	10 min	—	10 min
28 TMC 12	În stare de livrare	—	—	—	—
	Călit de la 835°C în ulei	—	10 min (fig. 4)	—	10 min
	Călit şi revenit la 250°C	—	10 min (fig. 5)	30 min	10 min
	Călit şi revenit la 500°C	—	10 min (fig. 6)	30 min	10 min
40 C 10	În stare de livrare	—	—	—	—
	Călit de la 840°C în apă	—	10 min (fig. 7)	—	5 min (fig. 9)
	Călit şi revenit la 250°C	—	10 min (fig. 8)	—	5 min
	Călit şi revenit la 500°C	—	15 min	—	5 min

adaos de 1 şi 2% oxifenol sulfonat şi alkilat (extract de Perlan).

Reactivii cu astfel de adaosuri au fost încercaţi la temperatura ambiantă şi la temperatura de 60°C.

Durata de menţinere a probelor în reactiv a fost de 30 min, în cazul utilizării reactivului la temperatură obişnuită, şi de 15 min, în cazul utilizării reactivului încălzit la temperatura de 60°C.

Încercările au fost efectuate pe probe din oţeluri carbon (OLC 15 şi OSC 7) şi din oţeluri aliate (15 C 08, 13 CN 30, 21 MoMC 12, 28 TMC 12 şi 40 C 10).

Din fiecare marcă de oţel au fost încercate probe aflate în stare de livrare (recoapte), călite şi revenite la 250°C, timp de 15 min, şi călite şi revenite la 500°C, timp de 15 min.

Schema încercărilor poate fi urmărită în tabela 1, pentru cazul utilizării reactivului cu adaos de alkilaril sulfonat.

Rezultatele încercărilor. S-a arătat că au fost utilizate două feluri de reactivi şi anume, reactivi cu adaos de extract de Alba (alkilarilul sulfonat) şi reactivi cu adaos de extract de Perlan (oxifenolul sulfonat şi alkilat). Dintre aceste două feluri de reactivi utilizaţi, rezultate bune au fost obţinute în cazul utilizării reactivului cu adaos de alkilaril sulfonat. Reactivul cu adaos de extract de Perlan nu a permis o evidenţiere satisfăcătoare a limitelor grăunţilor de austenită.

Condiţiile de lucru şi rezultatele obţinute prin utilizarea reactivilor cu adaos de alkilaril sulfonat sînt date în tabela 1 şi în micrografiile din figurile 1 — 9, astfel:

— figura 1 reprezintă micrografia pentru OLC 15, călit şi revenit la 250°C. Atac cu soluţie saturată de acid picric în apă şi adaos de 2% alkilaril sulfonat, la temperatura de 60°C timp de 10 min. Lustruire uşoară după atac 100 : 1;

— figura 2 reprezintă micrografia oţelului 13 CN 30, călit şi revenit la 500°C. Atac cu soluţie saturată de acid picric în apă şi adaos de 1% alkilaril sulfonat, la temperatura de 60°C, timp de 15 min, 100 : 1;

— figura 3 reprezintă micrografia oţelului 21 MoMC 12, călit şi revenit la 250°C. Atac cu soluţie saturată de acid picric în apă şi

Fig. 1

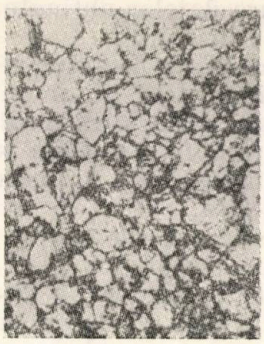


Fig. 2

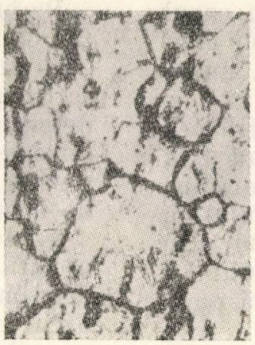


Fig. 3

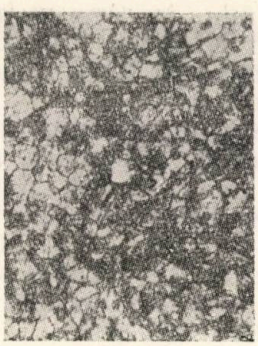


Fig. 4

Fig. 5

daos de 2% alkilaril sulfonat, la temperatura le 60°C, timp de 10 min, 100 : 1;

— figura 4 reprezintă micrografia oţelului 28 TMC 12, călit de la 880 °C în ulei. Atac cu soluţie saturată de acid picric în apă şi daos de 1% alkilaril sulfonat, la temperatura le 60 °C, timp de 10 min, 100 :1;

— figura 5 reprezintă micrografia oţelului 28 TMC 12, călit şi revenit la 250 °C. Atac cu soluţie saturată de acid picric în apă şi daos de 1% alkilaril sulfonat, la temperatura de 60 °C, timp de 10 min, 100 :1;

— figura 6 reprezintă micrografia oţelului 8 TMC 12, călit şi revenit la 500 °C. Atac u soluţie saturată de acid picric în apă şi daos de 1% alkilaril sulfonat, la temperatura de 60 °C, timp de 10 min, 100 :1;

— figura 7 reprezintă micrografia oţelului 0 C 10, călit de la 840 °C în apă. Atac cu

Din datele prezentate în tabela 1 şi în micrografiile din figurile 1—9 se pot trage concluzii privind influenţa, asupra capacităţii de evidenţiere, a limitelor grăunţilor de austenită a: procentului de adaos de detergent în reactiv; temperaturii reactivului; compoziţiei chimice a oţelului; stării în care se află oţelul.

În ceea ce priveşte influenţa procentului de adaos de detergent în reactiv, experienţele efectuate au arătat că, la oţelurile carbon, rezultate satisfăcătoare se obţin doar prin utilizarea reactivului cu 2% adaos de alkilaril sulfonat.

La oţelurile aliate s-au obţinut rezultate bune atît în cazul utilizării reactivului cu 1% alkilaril sulfonat, cît şi în cazul utilizării reactivului cu 2% alkilaril sulfonat (fig. 7 şi 9).

La unele mărci de oţeluri ca, de exemplu, la oţelul 15 C 08 şi oţelul 40 C 10 (fig. 7

Fig. 6

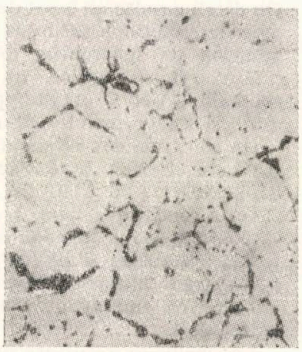


Fig. 7

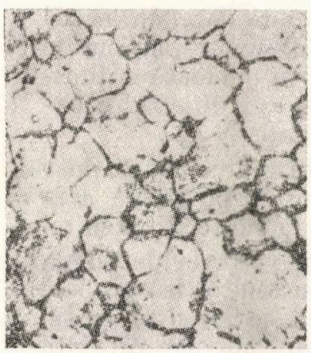


Fig. 8

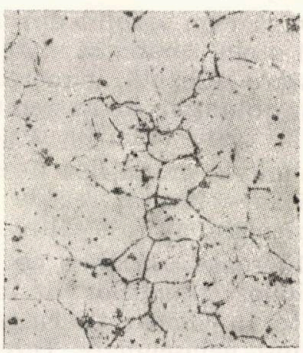


Fig. 9

luţie saturată de acid picric în apă şi adaos e 1% alkilaril sulfonat, la temperatura de)° C, timp de 10 min, 100 :1;

— figura 8 reprezintă micrografia oţelului) C 10, călit şi revenit la 250 °C. Atac cu luţie saturată de acid picric în apă şi adaos e 1% alkilaril sulfonat, la temperatura de) °C, timp de 10 min, 100 :1;

— figura 9 reprezintă micrografia oţelului) C 10, călit de la 840 °C în apă. Atac cu soluţie saturată de acid picric în apă şi adaos de2% kilaril sulfonat, la tempertura de 60 °C, timp 5 min, 100 :1.

şi 9) utilizarea reactivului cu 2% alkilaril sulfonat a permis evidenţierea limitelor grăunţilor într-un timp mai scurt decît în cazul utilizării reactivului cu 1% alkilaril sulfonat.

Temperatura reactivului influenţează în mare măsură rezultatul atacului. Din cercetările efectuate a reieşit că rezultatele cele mai bune se obţin prin utilizarea reactivului încălzit la aproximativ 60 °C.

Aşa după cum reiese şi din tabela 1, în cazul utilizării reactivului încălzit la 60 °C, duratele de atac necesare pentru scoaterea în evidenţă a limitelor grăunţilor de austenită sînt

de ordinul a 5—15 min, în timp ce în cazul utilizării reactivului la temperaturi obişnuite, la durate de atac pînă la 30 min, nu se obţin rezultate satisfăcătoare.

Evidenţieri foarte slabe, în cazul utilizării reactivului la temperatură obişnuită, au fost obţinute numai la unele oţeluri, şi anume, la oţelul 15 C 08 prin utilizarea reactivului cu 1 şi 2% alkilaril sulfonat, 13 CN 30 prin utilizarea reactivului cu 1% alkilaril sulfonat şi la oţelul 28 TMC 12 în cazul utilizării reactivului cu 2% alkilaril sulfonat.

În ceea ce priveşte influenţa compoziţiei chimice a oţelului asupra capacităţii de evidenţiere a limitelor grăunţilor de austenită, încercările efectuate au arătat că evidenţierea limitelor grăunţilor de austenită se produce mai uşor la oţelurile aliate şi mai greu la oţelurile carbon.

Pentru punerea în evidenţă a limitelor grăunţilor de austenită la oţelurile carbon este necesară, de multe ori, o lustruire intermediară a probelor sau o lustruire uşoară după atac.

Micrografia din figura 1 reprezintă, de exemplu, structura unei probe din oţel carbon OLC 15, la care, pentru evidenţierea limitelor grăunţilor, a fost nevoie de o lustruire uşoară după atac.

Datele experienţelor efectuate, prezentate în tabela 1, arată că starea în care se află oţelul are influenţă foarte mare asupra capacităţii de evidenţiere a limitelor grăunţilor de austenită.

După cum rezultă din aceste date, în cazul cînd oţelul se află în stare de livrare, şi anume în stare recoaptă, punerea în evidenţă a limitelor grăunţilor de austenită este dificilă aproape la toate oţelurile studiate.

Limitele grăunţilor de austenită pot fi puse însă în evidenţă, relativ uşor, pe probe care în prealabil au fost călite sau călite şi revenite.

Diferenţele în ceea ce priveşte evidenţierea limitelor grăunţilor de austenită la probele călite, în comparaţie cu cele călite şi revenite, au fost neînsemnate. Dovadă micrografiile din figurile 4, 5 şi 6, reprezentînd structura oţelului 28 TMC 12 şi din figurile 7 şi 8, reprezentînd structura oţelului 40 C 10.

Foarte mici au fost diferenţele în ceea ce priveşte evidenţierea limitelor grăunţilor de austenită la probele călite şi revenite la 250°C în comparaţie cu cele călite şi revenite la 500 °C (micrografiile din figurile 5 şi 6 pentru oţelul 28 TMC 12).

La unele oţeluri (13 CN 30 şi 40 C 10) s-a observat însă că atacul cu reactivi cu adaos de 1% alkilaril sulfonat necesită o durată de atac ceva mai lungă la probele călite şi revenite la 500 °C, în comparaţie cu cele călite şi revenite la 250 °C.

Pe baza datelor obţinute se pot trage următoarele concluzii :

— Atacul cu reactiv format din soluţie saturată de acid picric în apă cu adaos de detergent alkilaril sulfonat (1 sau 2%) se dovedeşte a fi o metodă simplă şi eficace de punere în evidenţă a limitelor foştilor grăunţi de austenită.

— Metoda se dovedeşte a fi aplicabilă atît oţelurilor carbon, cît şi oţelurilor aliate. Cele mai bune rezultate au fost obţinute însă în cazul utilizării ei la oţelurile aliate.

— Pentru a se obţine rezultate satisfăcătoare este necesar ca reactivul să fie utilizat la temperaturi de aproximativ 60 °C. Durata de atac necesară pentru evidenţierea limitelor grăunţilor în acest caz este de 5—15 min.

— Foştii grăunţi de austenită se evidenţiază în condiţii bune în cazul cînd atacul se aplică la probe călite sau probe călite şi revenite la 250 sau 500 °C.

— Faţă de majoritatea metodelor folosite în prezent pentru punerea în evidenţă a mărimii grăuntelui de austenită, metoda cercetată în cadrul lucrării de faţă are avantajul că este mai simplă, mai rapidă şi aplicabilă unui număr mai mare de mărci de oţeluri.

UNE MÉTHODE SIMPLE ET EFFICACE POUR METTRE EN ÉVIDENCE LA GRANDEUR DU GRAIN D'AUSTÉNITE, APLICABLE À DE NOMBREUSES MARQUES D'ACIER

On montre d'abord l'importance de la détermination de grains d'austénite et les différentes méthodes qui servent mettre en évidence, en divers pays, les limites de ces grain On décrit ensuite un essai de les mettre en évidence en faisa agir des solutions saturées d'acide picrique en eau et av addition de substances détergentes utilisées en Rouman (l'alkylaryl sulfonatisé, qui sert à fabriquer le déterge roumain „Alba", et l'oxyphénol sulfonatisé et alkylatis qui sert à fabriquer le détergent roumain „Perlan").

On a exécuté des essais sur des épreuves d'aciers au carbo (OCL 15 et OSC 7) et d'aciers alliés (15 C 08, 13 CN 3 21 MoMC 12, 28 TMC 12 et 40 C 10).

On a conclu que, pour les aciers au carbone, des résulta satisfaisants sont obtenus en employant seulement le réac à 2% d'addition d'alkylaryl sulfonatisé.

En ce qui concerne les aciers alliés, de bons résultats fure obtenus en employant aussi le réactif à 1% d'alkylar sulfonatisé.

Les meilleurs résultats ont été observés lorsque le réac est chauffé à 60°C.

La mise en évidence des limites des grains d'austéni est plus facile pour les aciers alliés et plus difficile pour l aciers au carbone.

L'état de l'acier influe aussi sur cette mise en éviden des grains.

SIMPLE AND OPERATIVE METHOD FOR AU TENITIC GRAIN SIZE REVEALING, WITH APPLIC TION TO A WIDE RANGE OF IRON QUALITIES

The paper presents, at first, the importance of austeni grain size ascertaining and various grain boundary reveali methods in several countries. Further, attempts of gr boundary revealing by etching with saturated water soluti of picric acid and additions of detergents manufactura in Rumania (alkyl-aryl-sulphonate, basic component detergent „Alba" and oxyphenolic sulphonate alkyla basic compound of detergent „Perlan") are presented.

Investigations were performed on carbon steel (OLC 15 and OSC 7) and alloy steel (15 C 08, 13 CN 30, 21 MoMC 12 and 40 C 10) samples.

For carbon steel, satisfying results were obtained only by employing a 2% alkyl-aryl-sulphonate solution. Best results for alloy steel were obtained with 1% alkyl-aryl-sulphonate reagent, heated at 60°C.

Revealing of austenitic grain boundaries is easier for alloy than for carbon steel.

State of steel influences also in some extent revealing capacity for grain boundaries.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * STAS 5490—67.

[2] Imai Y. şi Hirotani H. Engineers Digest, vol. 19, nr. 3, 1958, p. 106, 107, 121.

[3] Kaldor M. şi Vero J. A. Metal Treatm. and Drop Forging 28, nr. 195, 1961, p. 495—498.

[4] Mc. Quaid H. W. Metal Progress 80, nr. 6, p. 65—66

[5] Schreiber D. şi Mannenöh S. Arch. Eisenhüttenwesen, 32, nr. 12, 1961, p. 857—861.

[6] Gottardi V. şi Locardi B. Mettalurgia ital., 56, nr. 11, 1964, p. 539—544.

[7] Alcoriza Jimeno F. Metalurgia 1, nr. 2, 1965, p. 186—188.

[8] Homma R. *Tetsu to hagané*. J. Iron and Steel Inst., Japan, 51, nr. 1, 1965, p. 2183—2186.

[9] Krasnova A. K., Smirnova A. V. şi Volkova L. A. *Novîie metodî ispitanii metallov, II*. Sbornik trudov ŢNIICM, Vîpusk 32, Moscova, Metallurghizat, 1963, p. 51—55.

[10] Skuin Konrad. Neue Hütte 10, nr. 8, 1965, p. 477—490.

[11] Homma R., Tabe H. şi Iamosita T. *Tetsu to hagané*. Journal Iron and Steel Inst., Japan 51, nr. 5, 1965, p. 1069—1071.

12] Certov V. M. şi Postîka V. V. Zavodskaia laboratoriia 27, nr. 11, 1961, p. 1429.

'Z 621. 742. 44

Încercări experimentale în fază pilot pentru prepararea amestecurilor fluide cu autoîntărire

Dr. ing. C. COSNEANU, ing. V. LANDES, dr. ing. L. SOFRONI şi ing. I. NECULA

Institutul de cercetări metalurgice

' a Institutul de cercetări metalurgice a fost — proiectată şi construită o instalaţie experimentală discontinuă pentru prepararea amestecurilor fluide cu autoîntărire, cu productivitatea de 720 kg/h.

Schema de principiu a instalaţiei este reprezentată în figura 1, iar în figura 2 este reprezentată vedere de ansamblu a instalaţiei. Buncărul *2* l instalaţiei se alimentează cu nisip cu o benă *1* ig. 1), cu capacitatea de 1 m³.

Dozarea nisipului şi a zgurei din buncărele *2* i *4*, în amestecătorul pentru materiale solide *6*, e face cu dozatoarele *3* şi *5* acţionate pneuatic de la pupitrul de comandă *18*.

Amestecătorul pentru materiale solide (nisip, gură albă) are axul orizontal şi este acţionat de otorul electric *8* cu putere de 4 kW şi 1 000 ot/min, prin intermediul reductorului *7* cu raporl de reducere 1/25. Turaţia axului amestecărului este de 40 rot/min. Capacitatea maximă e amestecare este de 120 kg amestec/şarjă.

Axul amestecătorului este prevăzut cu patru alete aşezate două cîte două pe diametre difete. Paletele sînt proiectate după două elice reapta-stînga, începuturile fiind decalate cu)°. Acest sistem de palete permite o amestere bună atît în plan orizontal, cît şi vertical. ispoziţia paletelor faţă de ax, precum şi turaa acestuia, joacă un rol deosebit în obţinerea nestecului fluid cu proprietăţi tehnologice opme la o compoziţie dată.

Amestecătorul pentru materiale solide *6* este anş şi poate lucra sub presiunea aerului comprimat (max. 1,5 kgf/cm²) în cazul preparării unor amestecuri de formare cu proprietăţi tehnologice speciale.

Compoziţia lichidă (silicat de sodiu, detergent soluţie şi apă) se pregăteşte în amestecătorul *12* cu ax orizontal, acţionat de motorul

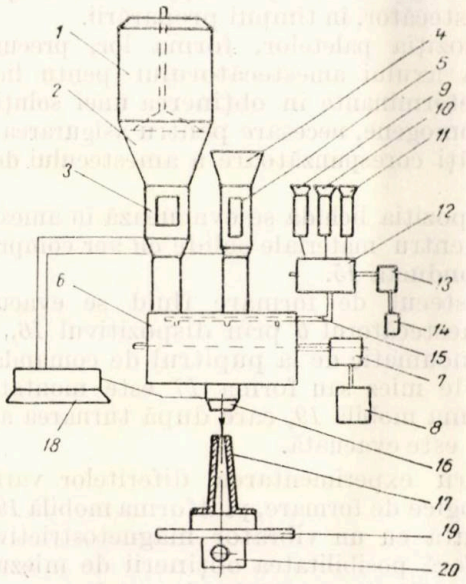


Fig. 1

electric *14*, de 0,8 kW şi 1 500 rot/min, prin intermediul reducătorului *13* cu raportul de reducere 1/25. Turaţia axului amestecătorului este de 60 rot/min. Alimentarea amestecătorului cu silicat de sodiu, detergent soluţie şi apă se face

din rezervoarele *9—11*, de 10 l capacitate fiecare. Capacitatea maximă a amestecătorului este de 12 l lichid.

În lungul axului amestecătorului pentru lichide sînt montate trei palete prevăzute pe suprafeţele de lucru cu orificii cu diametrul de

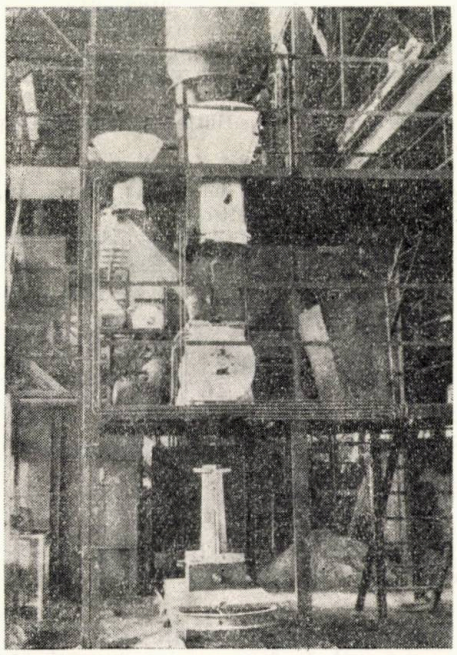


Fig. 2

6 mm. Aceste orificii asigură o bună amestecare a celor trei lichide cu greutăţi specifice diferite, împiedicînd, în acelaşi timp, formarea spumei în amestecător, în timpul preparării.

Dispoziţia paletelor, forma lor, precum şi turaţia axului amestecătorului pentu lichide sînt determinante în obţinerea unei soluţii lichide omogene, necesare pentru asigurarea unei fluidităţi corespunzătoare a amestecului de formare.

Compoziţia lichidă se evacuează în amestecătorul pentru materiale solide cu aer comprimat prin conducta *15*.

Amestecul de formare fluid se evacuează din amestecătorul *6* prin dispozitivul *16*, acţionat pneumatic de la pupitrul de comandă *18*. Cutia de miez sau forma *17* este montată pe platforma mobilă *19*, care după turnarea amestecului este evacuată.

Pentru experimentarea diferitelor variante tehnologice de formare, platforma mobilă *19* este prevăzută cu un vibrator magnetostrictiv *20*, care oferă posibilitatea obţinerii de miezuri şi forme cu diferite greutăţi volumetrice.

Părţile componente ale instalaţiei de preparare sînt reunite pe o construcţie metalică de dimensiunile : 2 500 × 3 500 × 4 000 mm, pe două nivele de asamblare (fig. 2).

Amestecul fluid cu autoîntărire se prepară în patru etape :

— dozarea şi prepararea compoziţiei solide în amestecătorul *6* (durata procesului 2 — 2,5 min) ;

— dozarea şi prepararea compoziţiei lichide în amestecătorul *12* (durata 2 min) ;

— trecerea compoziţiei lichide în amestecătorul *6* (durata 1 min) ;

— amestecarea comună a materialelor solide şi a compoziţiei lichide în amestecătorul *6*, după care amestecul se toarnă în formă sau cutia de miez *17* (durata procesului 1 — 5 min).

Experienţele efectuate cu această instalaţie au avut ca prim scop prepararea amestecurilor fluide cu autoîntărire, destinate turnării lingotierelor experimentale de 150 kg greutate (210 × × 210 × 750 mm).

În figura 3 este prezentat ansamblul de formare (*a* — cutie de miez ; *b* — formă).

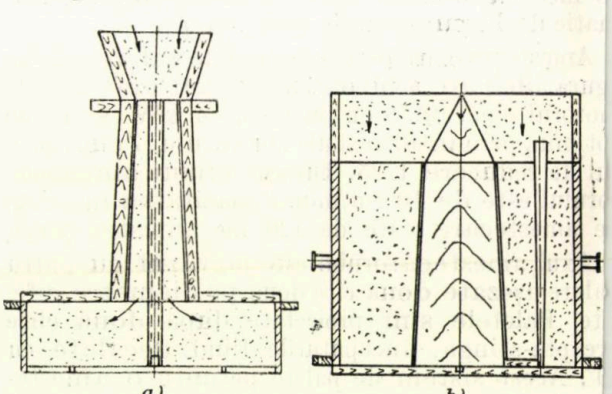
Pentru obţinerea unor suprafeţe de bună calitate, cutia de miez şi modelul au fost placate cu masă plastică.

Pentru preîntîmpinarea aderării amestecului de formare, modelele şi cutiile de miez se acoperă înainte de turnare cu un strat dintr-o soluţie de petrol şi ulei de transformator 1 : 1.

Compoziţia amestecului de formare fluid cu autoîntărire, folosită în experimentările de faţă, a fost :

93 — 97% nisip de Aghireş (componente levigabile 0,7%) ;
3 — 7% zgură albă sau ciment *PZ* 400 ;
6 — 7% silicat de sodiu $M = 1{,}8 : 2{,}7$; $\gamma = 1{,}5$ g/cm³ ;
0,12 — 0,3% detergent soluţie ;
2 — 3% apă.

Proprietăţile tehnologice şi de rezistenţă care se obţin pe baza reţetei de mai sus sînt :
fluiditatea — 85 — 110 mm ;
stabilitatea spumei — 5 — 15 min ;
timpul de întărire — 15 — 60 min ;



a) *b)*

Fig. 3

rezistenţa de compresiune : 0,8 kgf/cm², după 1 h, 2,0—2,5 kgf/cm², după 3 h, şi 4,0—6,0 kgf/cm², după 24 h ;
permeabilitatea — 300 — 600 unităţi.

După autoîntărirea amestecului de formare se execută operațiile de detașare a modelului din formă și a cutiei de miez, de miezul propriu-zis.

Reparațiile necesare se execută fie cu amestec fluid proaspăt, fie cu amestec pe bază de silicat de sodiu și întărit cu CO_2.

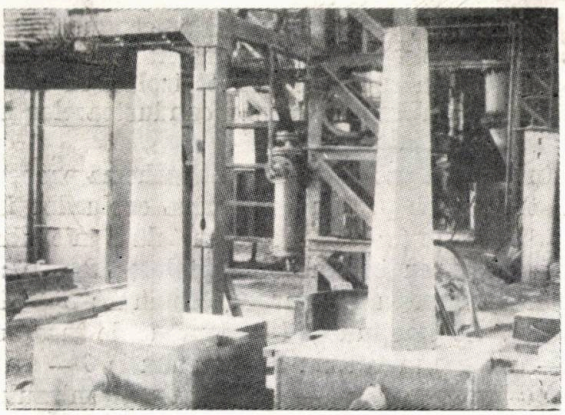


Fig. 4

După terminarea operației de reparare și finisare se execută vopsirea miezului și a formei cu vopsea refractară antiaderentă. Grosimea stratului de vopsea trebuie să atingă dimensiunile de 2,0 — 2,5 mm.

Miezul și forma după vopsire se usucă superficial, la flacără de gaz sau într-un uscător, la o temperatură de 150 — 180°C, timp de 40—60 min.

Durata totală a acestor operații ajunge la 50—100 min.

În figura 4 sînt reprezentate miezurile pentru ingotiere direct conice, de secțiune pătrată și hexagonală, pregătite pentru asamblare.

După aproximativ 120—140 min de la turnarea amestecului fluid în forme, se poate executa operația propriu-zisă de turnarea fontei. Desigur că există largi posibilități de scurtare a acestei etape pregătitoare, printr-o bună organizare la locul de muncă, prin folosirea vopselelor cu autouscare etc.

Turnările experimentale de lingotiere au arătat că forma și miezul se comportă excelent la contactul cu metalul lichid, asigurînd evacuarea ușoară a gazelor, avînd rezistența mecanică și stabilitatea dimensională bune.

Pentru obținerea suprafețelor de calitate a pieselor turnate este necesară folosirea de vopsele antiaderente, care să aibă o bună capacitate de acoperire, precum și o rezistență de suprafață ridicată.

Pentru turnarea lingotierelor experimentale, rezultate bune s-au obținut folosind o vopsea cu compoziția : 58% cocs mărunt; 39,5% grafit; 0,8% argilă; 1,7% leșie sulfitică, avînd o greutate specifică de 1,28—1,35 g/cm³, pentru primul strat, și o greutate specifică de 1,5—1,55 g/cm³, pentru al doilea strat de vopsea.

Gradul de dezbatere a amestecului fluid cu autoîntărire se îmbunătățește simțitor prin adaosul de rumeguș de lemn, fosfor, ghips, bachelită pulbere, ciment, ipsos etc. În cazul folosirii acestor adaosuri, după răcirea pieselor turnate, amestecul de formare se sfărîmă și se evacuează ușor din cavitatea formei.

RECHERCHES EXPÉRIMENTALES, DANS LA PHASE PILOTE, SUR LA PRÉPARATION DES MÉLANGES FLUIDES À AUTODURCISSEMENT

On présente une installation expérimentale discontinue pour la préparation des mélanges fluides à autodurcissement, avec une productivité de 720 kg/h, projetée et construite par l'Institut de recherches métallurgiques.

En même temps que la description et le fonctionnement de l'installation, on expose quelques résultats concernant l'amélioration de la qualité des surfaces des pièces coulées.

EXPERIMENTS ON PILOT SCALE FOR FLUID SELF-SOLIDIFYNG MIXTURE MANUFACTURING

The paper presents a discontinuous equipment for fluid self-solidifying mixture manufacturing, with 720 kg/h output, planed and built in the Metallurgical Research Institute.

Simultaneously with description and equipment working, several achievements regardig cast surface quality improvement are presented.

CZ 621.315.5 : 669.2/.8

Reducerea consumului de metale neferoase în industria de cabluri şi conductoare electrice

Ing. C. GH. CRUCERU
Institutul de cercetare şi proiectare pentru industria electrotehnică — Bucureşti

La fabricarea cablurilor şi conductoarelor electrice de construcţie curentă, un rol deosebit îl au cuprul şi aluminiul, ca materiale conductoare, plumbul, ca material de protecţie, şi banda de oţel, pentru armarea cablurilor [1], [2], [3], [4].

Acest lucru este ilustrat de greutăţile procentuale pe care le au cuprul, aluminiul, plumbul şi banda de oţel, ca elemente constructive ale cablurilor electrice de forţă, în comparaţie cu greutatea totală a unui kilometru de cablu.

Cablurile electrice de forţă din cupru, cu o secţiune medie de 3 × 95 mm², pentru 6 kV, au 30% Cu; 29% Pb şi 10% bandă de oţel, deci în total 69% reprezintă metale, restul de 31% fiind alte materiale (hîrtie, materiale plastice, bitum şi altele).

Cablurile electrice de aluminiu, cu o secţiune medie de 3 × 150 mm², pentru 6 kV, au 14% Al; 36% Pb şi 11% bandă de oţel, deci în total 61% metale, restul de 39% fiind alte materiale.

Producerea cablurilor şi a conductoarelor electrice este organizată în prezent pe linii tehnologice atît în cazul cablurilor izolate în hîrtie, cît şi în cazul cablurilor sau conductoarelor izolate în materiale plastice.

În figura 1 este reprezentată schema procesului tehnologic pentru fabricarea cablurilor izolate în hîrtie (*a* — răsucirea totală a miezului: *1* — colivii cu conductoare izolate; *2* — benzi de hîrtie pentru înfăşurarea comună; *3* — dispozitiv de tracţiune; *4* — tambur de înrolare; *b* — uscarea miezului: *5* — tamburi; *6* — autoclavă uscare; *c* — plumbuirea miezului: *7* — piston presă; *8* — plumb; *9* — dorn; *10* — tambur de înrolare; *d* — armarea cablului: *11* — tambur de rulare; *12* — băi bitum; *13* — dispozitiv de înfăşurare cu benzi de hîrtie; *14* — dispozitiv de înfăşurare cu iută; *15* — bene de armare; *16* — baie cu soluţie de creta; *17* — roată de tracţiune; *18* — tambur de înrolare

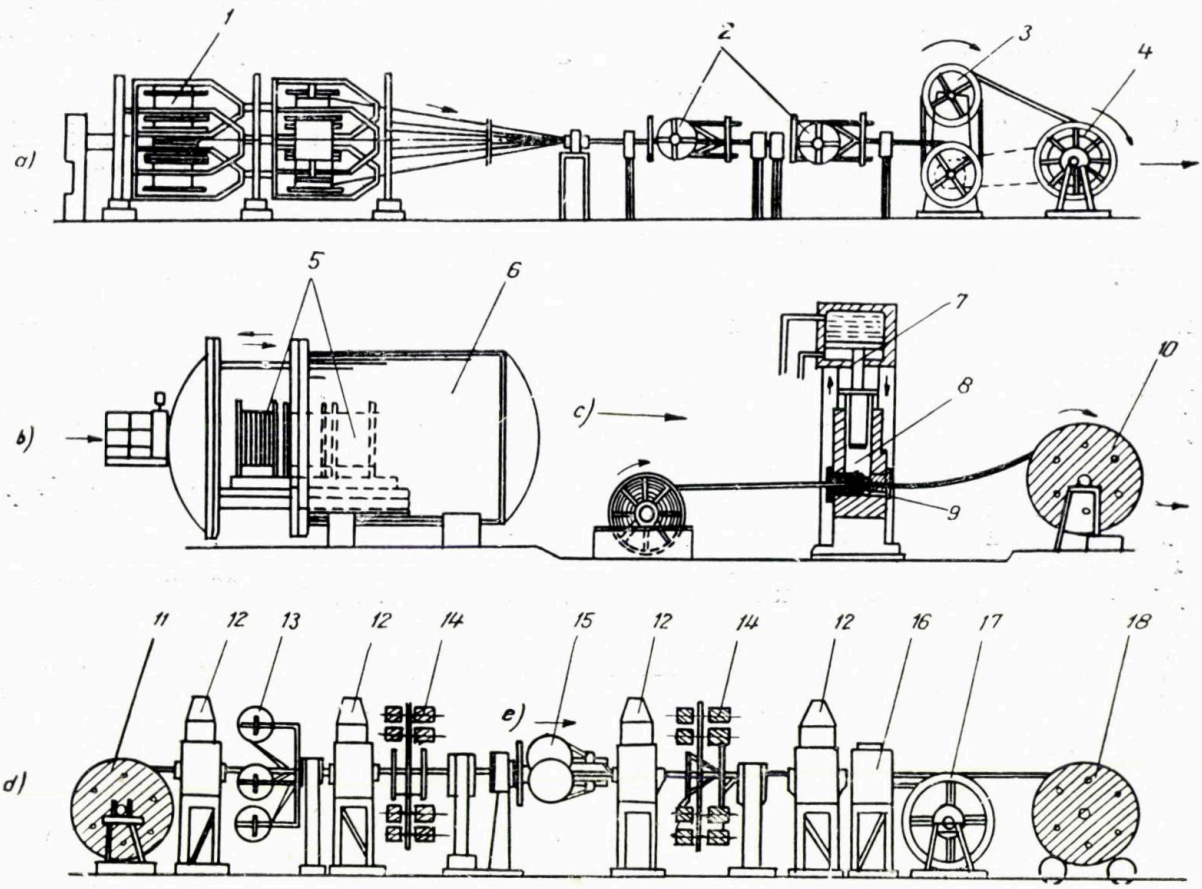


Fig. 1

În figura 2 este reprezentată schema pentru fabricarea cablurilor izolate în materiale plastice (*a* — mașină de extrudare: *1* — tambur de rulare; *2* — coș de alimentare cu granule de materiale plastice; *3* — dispozitiv de răcire; *4* — tambur de înrolare; *b* — răsucirea conduc-

16 — tambur de derulare; *17* — dispozitiv de înfășurare cu benzi de hîrtie; *18* — dispozitiv de înfășurare cu iută; *19* — benzi de armare; *20* — băi bitum; *21* — dispozitiv de înfășurare cu iută; *22* — baie soluție cretă; *23* — roată de tracțiune; *24* — tambur de înrolare.

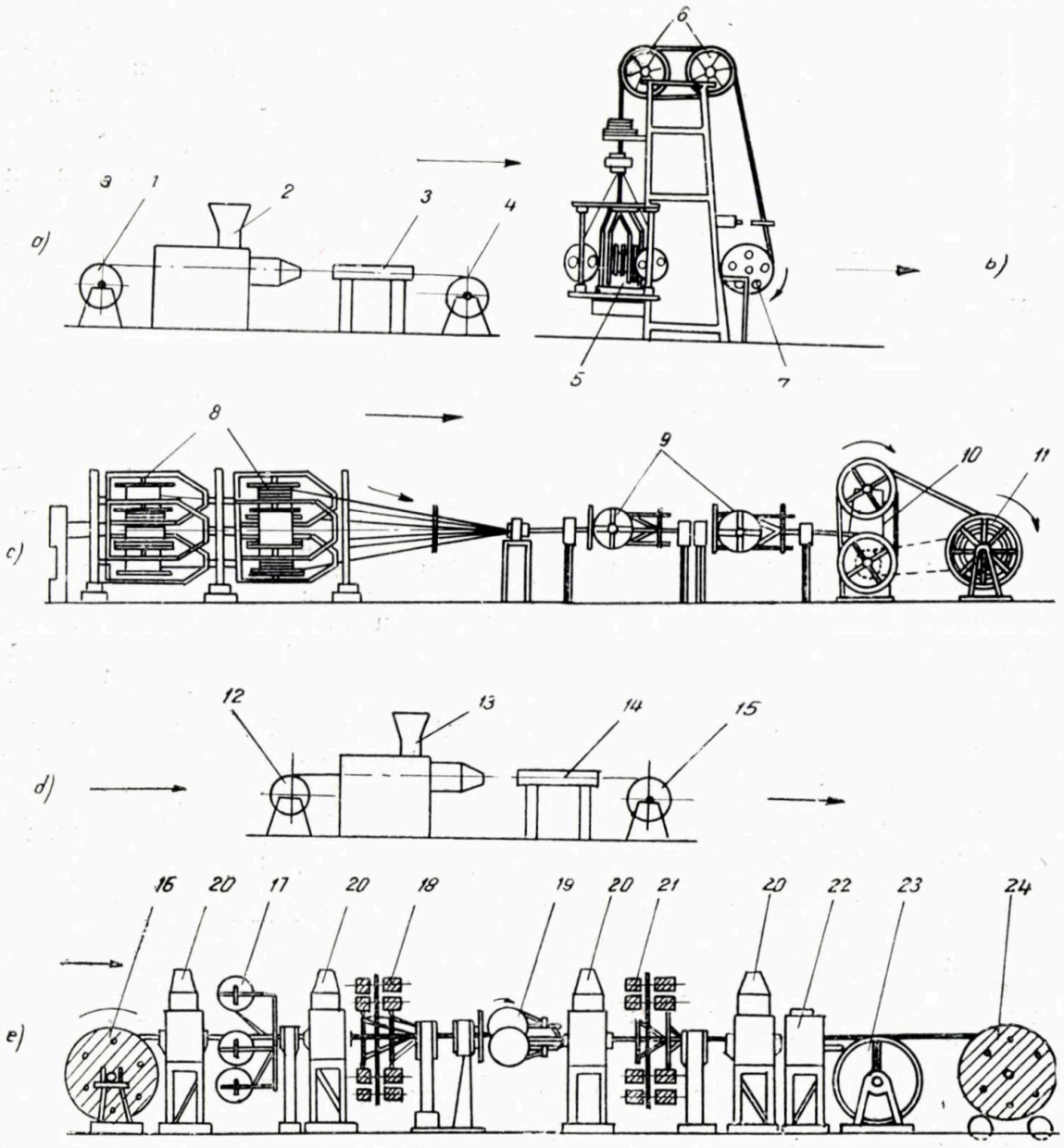


Fig. 2

arelor izolate în cuartă: *5* — dispozitiv de sucire; *6* — roți de ghidare; *7* — tambur de rolare; *c* — răsucirea totală a miezului: — colivii cu conductoare izolate; *9* — benzi de rtie pentru înfășurare comună; *10* — dispozi- v de tracțiune; *11* — tambur de înrolare; — mașină de extrudare: *12* — tambur de ru- re; *13* — coș de alimentare cu granule de ma- riale plastice; *14* — dispozitiv de răcire; — tambur de înrolare; *e* — armarea cablului:

După cum se vede din figura 1, sîrma trefilată pe utilajele de trefilat, la dimensiunile corespunzătoare, se toronează sub formă de funie de cupru sau aluminiu pe utilajele de toronat (fig. 1, *a*). Funia de cupru sau aluminiu astfel toronată și izolată cu hîrtie se tosardează pe aceeași mașină, se introduce într-o autoclavă pentru uscare și impregnare (fig. 1, *b*) după care cablul se îmbracă în manta de plumb pe presă (fig. 1. *c*) și se armează cu benzi metalice (fig. 1, *d*).

Prin transformarea materiei prime pe liniile tehnologice menționate se obține cablul electric (fig. 3 : *1* — înfășurare cu iută ; *2* — benzi metalice ; *3* — înfășurare cu iută ; *4* — înfășurare cu benzi de hîrtie ; *5* — manta de plumb ; *6* — izolație cu hîrtie ; *7* — conductoare de cupru).

Pentru economisirea metalului s-au avut în vedere, în primul rînd, fazele tehnologice unde

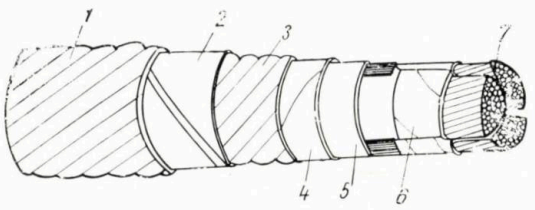


Fig. 3

se prelucrează funiile de cupru, cămășile de plumb sau benzile de oțel, căutînd să se introducă în fabricație o serie de procedee tehnologice care să aibă ca efect reducerea consumurilor de materiale feroase și neferoase și stabilirea unor noi consumuri mult mai raționale.

În acest scop s-a trecut la recoacerea sîrmei de cupru sau aluminiu pe instalații complexe care permit să se efectueze atît trefilarea, cît și recoacerea, concomitent. S-a eliminat procedeul de recoacere a cuprului sau aluminiului pe utilaje distincte. Recoacerea simultană a sîrmei trefilate, împreună cu trefilarea, permite reducerea pierderilor de cupru sau aluminiu prin rebobinare în procesul de trefilare, cu cel puțin 15%, și reducerea costului sîrmei trefilate cu 3 lei/kg, adică de la 18 la 15 lei/kg. Efecte economice deosebite au fost obținute prin retrefilarea sîrmei de cupru emailate cu peliculă de lac neuniformă. Prin aceasta întreaga cantitate de cupru se folosește mult mai rațional.

Pentru micșorarea pierderilor de cupru sau de aluminiu s-a introdus în fabricație procedeul de sudare cap la cap a sîrmei trefilate. Pe lîngă o calitate superioară a conexiunilor sîrmei de cupru sau de aluminiu, operația de sudare cap la cap asigură o transmitere corespunzătoare a curentului electric prin cabluri sau conductoare, obținîndu-se un fir continuu de cupru sau de aluminiu.

Introducerea operației de sudare cap la cap a sîrmelor de cupru sau de aluminiu a permis creșterea productivității muncii la izolare cu cel puțin 25%, economisindu-se circa 0,20 h/km la cablurile grele, izolate cu cauciuc, pentru instalații mobile, și a dus la obținerea unei economii anuale de muncă, care se evaluează la aproape 100 000 h normă, adică 300 000 lei.

Pentru îmbrăcarea cablurilor electrice în manta de plumb se folosesc utilaje pentru presat plumb, cu acțiune verticală. Presele de plumb se compun dintr-un cilindru hidraulic cu piston, care presează plumbul topit într-un recipient, prin interiorul căruia trece cablul ce se învelește în cămașa de plumb. Plumbul se topește într-o baie încălzită electric care se leagă de recipient printr-o conductă de aducțiune. Pentru deplasarea pistonului presei de plumb sub acțiunea apei se întrebuințează pompe cu un debit de 35 l/min, la presiunea de 500 at.

Pentru a se evita pe cît posibil pierderile de plumb prin oxizi, temperatura plumbului trebuie să se găsească între 380 și 410°C. Din experiența obținută pînă acum s-a constatat că o presare bună se poate realiza cînd recipientul presei s-a încălzit la 100—120°C, iar dispozitivul prin care trece cablul, adică dornul și matrița la 160—230°C.

În general, temperatura dispozitivului prin care trece cablul depinde de diametrul cablului plumbuit, adică cu cît diametrul cablului electric este mai mare, cu atît temperatura mantalei care formează cămașa de plumb trebuie să fie mai mică.

Din rezultatele de pînă acum s-a putut constata că diametrul dispozitivului prin care trece cablul este necesar să fie mai mare decît diametrul cablului cu o mărime δ, conform tabelei 1.

Pentru a se evita pierderile și consumurile exagerate de plumb, s-a stabilit pentru fiecare diametru o grosime radială de plumb, în funcție de diametrul exterior al cablului peste cămașa de plumb D_e și de diametrul cablului sub cămașă de plumb D_i adică a cablului izolat cu hîrtie sau cauciuc.

Dacă diametrul mediu al cablului este D_m, iar grosimea radială a cămășii de plumb δ, se poate scrie relația :

$$\frac{\pi D_e^2}{4} - \frac{\pi D_i^2}{4} = \pi D_m \delta, \qquad (1)$$

în care :

$$D_m = \frac{D_i + D_e}{2}. \qquad (2)$$

Din relația (1) rezultă :

$$\delta D_m = \frac{1}{4}(D_e^2 - D_i^2), \qquad (3)$$

iar din relația (3) se deduce grosimea radială :

$$\delta = \frac{1}{4D_m}(D_e^2 - D_i^2). \qquad (4)$$

Tabelul

Diametrul cablului plumbuit, mm	Pînă la 10	10—20	20—30	30—40	40—50	Peste 50
Valoarea mărimii δ, mm	1—1,5	1,5—2,0	2,0—2,2	2,2—2,5	2,5—3,0	3,0—3,5

Tabela 2

Denumirea caracteristicilor	Secțiunea cablurilor electrice de forță din cupru, de 6 kV, izolate cu hîrtie					
	3 × 70 mm²		3 × 95 mm²		3 × 150 mm²	
	rotund	sector	rotund	sector	rotund	sector
Greutatea cablului, kg/k m	2 267	1 673	2 506	1 984	3 14	2 548
Greutatea cablului, kg/km	7 000	5 950	8 600	7 200	11 15	10 000

Tabela 3

Denumirea parametrilor	Cabluri îmbrăcate în cămașă de plumb tip CSHP				Cabluri îmbrăcate în cămașă de materiale termoplastice CSYY			
	construcția				construcția			
	5 × 1,5 mm	19 × 1,5 mm	30 × 1,5 mm	42 + 1,5 mm	5 × 1,5mm	19 × 1,5mm	30 × 1,5 mm	42 × 1,5 mm
Grosimea radială a mantalei, mm	1,05	1,15	1,25	1,25	2	2,5	3	3
Greutatea cablului electric, kg/km	470	1000	1440	1950	220	690	1000	1340

Din relația (4) se deduce grosimea radială a cămășii de plumb care asigură un consum optim de plumb stabilit în mod rațional.

Eliminarea unor consumuri excesive de plumb se obține și prin asigurarea sincronismului dintre turația coșurilor cu cablu pline de ulei și a instalațiilor de înrolare a cablului plumbuit.

Pe lîngă cele arătate, constructorii de cabluri acordă un interes deosebit compactizării cablurilor trifazice prin trecerea de la vine rotunde la vine de forță sectorizate (fig. 3). Execuția cablurilor electrice în formă de sector permite o micșorare a diametrului acestora cu cel puțin 10—15%, deci un consum mai mic de plumb și o greutate mai scăzută a cablurilor, după cum rezultă din tabela 2.

Așa cum reiese din tabela 2, introducerea în fabricație a cablurilor de forță de formă sectorizată aduce cu sine o micșorare a consumului de plumb, în medie cu 20%, și o scădere a greutății cablului cu cel puțin 20% din greutatea unui cablu echivalent, cu secțiune rotundă. O dată cu aceasta prețul de cost al unui kilometru de cablu scade, în cazul unui cablu de 6 kV, cu secțiunea de 3 × 150 mm², cu 20 868 lei/km.

Deoarece plumbul reprezintă peste 30% din greutatea cablurilor electrice de forță, s-a căutat să se stabilească unele consumuri specifice de plumb cît mai raționale, precum și posibilitatea înlocuirii lui complete cu materiale termoplastice. La aproape toate cablurile pînă la 10 kV[4] În ultimul timp au fost asimilate și în țara noastră numeroase produse de cabluri și conductoare electrice îmbrăcate în cămăși de materiale termoplastice (PVC) care funcționează bine chiar pînă la tensiunea de 10 kV.

Dacă se examinează două cabluri similare (tabela 3) pentru semnalizare, centralizare și blocare, se constată că în cazul folosirii cămășilor de protecție din materiale termoplastice, în comparație cu cămășile de plumb, cablurile îmbrăcate în materiale termoplastice sînt mult mai ușoare și asigură aceiași parametri fizico-mecanici; în acest caz costul unui kilometru de cablu se micșorează în mod sensibil.

Concluzii. Din cele arătate reiese că, pentru reducerea consumului de metale neferoase în industria de cabluri și conductoare electrice este necesar să se aibă în vedere următoarele: sectorizarea vinelor conductoare de cupru sau aluminiu, care asigură micșorarea greutății cablurilor și conductoarelor electrice cu cel puțin 15—20%, prin reducerea sensibilă a consumului de plumb; introducerea procedeelor tehnologice continue la trefilarea cuprului și la izolarea cablurilor electrice; înlocuirea plumbului cu materiale termoplastice la îmbrăcarea cablurilor în cămașă de protecție.

LA RÉDUCTION DE LA CONSOMMATION DES MÉTAUX NON FERREUX DANS L'INDUSTRIE DES CÂBLES ET DES CONDUCTEURS ÉLECTRIQUES

L'auteur discute certains aspects de la réduction de la consommation des métaux non ferreux dans l'industrie roumaine des câbles et des conducteurs électriques. Il donne les résultats obtenus par l'entreprise F.C.M.E. de Bucarest et décrit les nouvelles constructions de câbles électriques dont l'enveloppe de protection a été confectionnée en matière plastique. Après avoir indiqué les procédés technologiques modernes introduits dans la fabrication des câbles, il examine les méthodes actuelles appliquées au tréfilage du cuivre et de l'aluminium, ainsi que les conséquences sur la réduction des consommations spécifiques de cuivre et d'aluminium. L'auteur analyse les cas ou le cuivre est remplacé par l'aluminium dans la construction de certains types de câbles électriques, et, en même temps, l'efficacité économique de la réduction de la consommation de métaux non ferreux lors de l'exécution des câbles pour le transport de force et des câbles de télécommunication.

REDUCING OF NON FERROUS METAL CONSUMPTION IN ELECTRIC CABLE AND WIRE INDUSTRY

The paper deals with some aspects regarding the means of non-ferrous metal consumption reducing in electric cable and wire industry of Rumania. The experience of F.C.M.E.L. — Works Bucharest in this matter is emphasized and new assimilated products, with protection converings of plastics instead of lead are presented. Showing the modern technologies introduced in cable manufacturing, actual methods for copper and aluminium wire drawing are analysed, as well as their correlation and influence on copper and aluminium specific consumption reducing.

The paper analyses further, aluminium as substitute for copper in some types of electric cables, as well as economic efficiency of non ferrous metal consumption reducing from the general standpoint of power and telecommunication cable manufacturing in Rumania.

BIBLIOGRAFIE

[1] Krasotkin V. N. *Proizvodstvo golih provodov i silovih cabelei SV bumajnoi propitanoi izoliații.* Moscova, Gosenergoizdat, 1950.

[2] Berman A. G. și Neiman A. I. *Potocinie metodi prizvodstva v seriiinom maşinostroenii i priborostroenii.* Moscova, Maşghiz, 1958.

[3] Smirnov I. L. și Soloviov L. F. *Montaj i exploatație Kabelnih linii.* Moscova, Gosenergoizdat, 1950.

[4] Privezenţev V. A. și Sarle D. L. *Kabeli i provoda.* Moscova, Gosenergoizdat, 1962.

ACTUALITĂȚI ȘI DISCUȚII

CZ 621.784.06

Metode pentru determinarea capacității de răcire a mediilor de călire

Ing. G. ROSENTHAL și M. CARP
Institutul de cercetări tehnologice pentru construcții de mașini

Pentru realizarea călirii oțelului, austenita trebuie să fie subrăcită pînă la temperaturi la care să nu se mai producă descompunerea prin difuziune.

Răcirea trebuie să asigure obținerea anumitor structuri în secțiunea pieselor fără a produce defecte de călire, ca : fisuri, exfolieri, deformări și tensiuni remanente prea mari.

În cazul călirii oțelului pentru martensită, răcirea acestuia în intervalele de stabilitate redusă a austenitei sub punctul critic A_1 trebuie să se execute cu o viteză mai mare decît viteza critică de călire, care variază de la cîteva zecimi pînă la 100° C/s, pentru oțelurile aliate, și de la 100 la 600°C/s, pentru oțelurile carbon.

Cu toate că, potrivit datelor termocinetice rezultate din curbele TTT, este necesar ca viteza de răcire să fie mare numai în intervalele de temperaturi relativ restrînse, corespunzînd transformării perlitice și bainitice, în practică, din cauza volumului mare al pieselor și a inerției termice a acestora, acțiunea de răcire trebuie prelungită într-un interval mult mai mare de temperaturi și de timp.

În majoritatea cazurilor este indicată o răcire moderată, la temperaturi înalte, o răcire rapidă între 650 și 400°C (respectiv între punctele Ar_1 și M_s), domeniu în care austenita este foarte instabilă, transformîndu-se ușor într-un amestec de ferită și cementită, și o răcire lentă în intervalul transformării martensitice, pentru a se evita apariția tensiunilor termice.

Ținîndu-se seamă de aceste considerente teoretice și în funcție de caracteristicile oțelului, de caracterul structurilor necesare, precum și de forma și dimensiunile pieselor, se folosesc pentru călire medii cu proprietăți fizice foarte diferite, ș anume : apă, ulei, soluții apoase, aer, plăci meta lice, topituri de săruri și de alcalii, de metale etc

Deosebirile dintre proprietățile acestor medi de călire se concretizează, în fapt, prin aceea că ele primesc căldura cedată de piese în mod dife rit (au călduri specifice și conductivități termic diferite). Capacitatea de răcire însă nu se poat exprima printr-o singură cifră, ea fiind influen țată atît de temperatura mediului, cît și a piesei

Pentru cercetarea problemei capacității d răcire, mediile de călire au fost clasificate î două categorii : medii fără modificări ale stări de agregare ; medii cu modificări ale stării d agregare în intervalul dintre temperatura d încălzire pentru călire și temperatura mediului

Din prima categorie fac parte sărurile și me talele topite (a cărora temperatură de fierber este mai mare decît temperatura de încălzire pen tru călire), plăcile și matrițele metalice, aeru și alte medii gazoase de călire.

Din categoria a doua fac parte apa, soluțiil apoase și uleiurile, medii care fierb în intervalu dintre temperatura de încălzire pentru călire ș temperatura mediului.

Răcirea în aceste medii se produce cu o vitez variabilă, cu maxime puternic accentuate, în tr-un anumit interval de temperaturi, specifi fiecărui mediu.

Procesul de răcire în lichidele care își modific starea de agregare este împărțit în trei perioad destinate după cum este arătat în figura 1 pri curba de răcire a suprafeței piesei [1].

Perioada I de fierbere peliculară. La contactu cu piesa caldă o parte din lichid se transform în vapori care sînt condensați pe loc de lichidu

mai rece. Dat fiind că lichidul se încălzește repede, condensarea devine în continuare mai lentă, noile cantități de vapori care se formează necontenit nu se mai condensează și formează o peliculă de vapori supraîncălziți (așa-numita peliculă a lui Leidenfrost), înconjurată de o peliculă de lichid cald. Atît vaporii, cît și lichidul, sînt în continuă mișcare, izolînd suprafața metalului de masa lichidului rece.

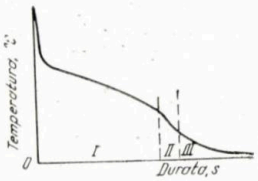


Fig. 1

În cazul fierberii cu formare de peliculă, schimbul de căldură este frînat cu atît mai mult, cu cît grosimea peliculei de vapori este mai mare. Creșterea presiunii exterioare asupra peliculei de vapori duce la spargerea acesteia, favorizînd schimbul de căldură.

Perioada a II-a de fierbere cu bule. După distrugerea peliculei de vapori începe fierberea cu bule. În acest regim de fierbere, lichidul udă suprafața piesei metalice, schimbul de căldură fiind mai rapid. În procesul de fierbere apar numeroase bule de vapori, pentru formarea cărora se consumă căldură de evaporare. Desprinzîndu-se, bulele antrenează o cantitate mare de căldură, iar în locul lor vin noi mase de lichid care udă suprafața. Viteza de formare și îndepărtare a bulelor este influențată de tensiunea superficială, de greutatea specifică a lichidului, de greutatea specifică a vaporilor, de presiunea exterioară, cum și de temperatura și proprietățile suprafeței.

Agitarea puternică a lichidului de răcire, cu prilejul călirii pieselor, contribuie la spălarea suprafeței încinse, din care cauză căldura nu este evacuată numai de vapori, ci și de particulele de lichid care vin în contact direct cu suprafața metalică.

Viteza de răcire atinge în aceste condiții valori maxime.

Cînd temperatura piesei scade pînă sub punctude fierbere începe faza schimbului de căldură prin convecție.

Perioada a III-a de schimb de căldură prin convecție. Schimbul de căldură prin convecție se produce cu viteză destul de mică. Acesta depinde de căldura specifică, viscozitatea și conductivitatea termică a lichidului, cum și de mărimea diferenței dintre temperatura suprafeței metalului și cea a lichidului.

Pentru determinarea proprietăților mediilor de răcire pentru călire sînt cunoscute mai multe metode care pot fi clasificate, după parametrul care se ia drept criteriu de caracterizare a mediului, în următoarele grupe :

— Măsurarea variației în timp a temperaturii unei probe la răcirea în mediul de cercetat;

— Măsurarea creșterii temperaturii în mediul de cercetat după aportul unor anumite cantități de căldură ;

— Măsurarea cantității de căldură necesare atingerii unei anumite temperaturi la suprafața unei probe imersate în mediul de răcire.

În prima grupă se încadrează metodele ce se bazează pe măsurarea directă sau indirectă a variației temperaturii unei epruvete răcite în mediul de cercetat.

Dintre metodele de măsurare directă a variației temperaturii cele mai cunoscute sînt : metodele care folosesc o epruvetă prevăzută cu un termocuplu ; metoda de călire magnetică.

Metodele care folosesc o epruvetă prevăzută cu un termocuplu se bazează pe încălzirea unei epruvete și răcirea ei în mediul de călire cercetat. Epruveta este prevăzută cu un termocuplu legat la un aparat de măsurat forța termoelectromotoare. Deosebirile dintre metodele din această grupă sînt determinate de forma epruvetei și de materialul folosit la executarea ei.

Epruvetele pot fi sferice, cilindrice, în formă de pară etc. În centrul epruvetei se fixează un termocuplu.

Epruvetele cel mai des folosite sînt : sfera de nichel, folosită de General Motors [2] ; sfera de

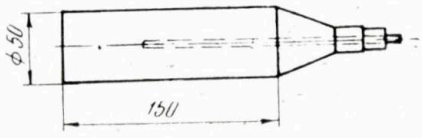


Fig. 2

argint ∅ 20 mm, folosită în încercările Institutului Max Plank din Düsseldorf [2] ; cilindrul de argint ∅ 25 mm, folosit în încercările Universității Columbia din New York [2] ; cilindrul din

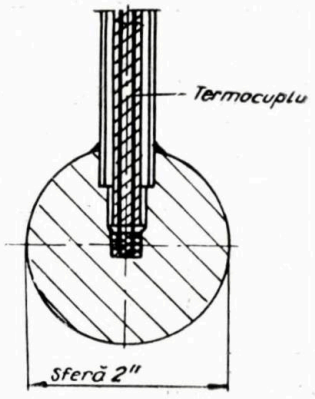


Fig. 3

oțel austenitic cu ∅ 50 × 150 mm, recomandat de ASM (fig. 2) [3] ; sfera de oțel cu 0,15% C, cu diametrul de 2", propusă recent în Italia (fig. 3) [4].

În centrul acestei sfere este montat un termocuplu fier-constantan.

Se poate evalua capacitatea de răcire a unui mediu prin această metodă fie prin trasarea în întregime a curbei de răcire de la temperatura de austenitizare la temperatura ambiantă, fie

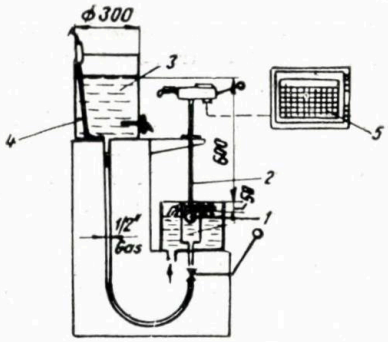


Fig. 4

prin calcularea unor indici, așa cum a propus O. Dorigo (Italia) [4].

Schema instalației folosite în acest scop este reprezentată în figura 4. Ea este formată din : rezervorul de răcire cu apă *3*, rezistența de încălzire *4*, înregistratorul *5*, termocuplul *2*.

Se măsoară cu ajutorul unui cronometru durata de răcire în apă a sferei *1*, de 2″, de la 800 la 250°C. Pentru a stabili capacitatea de răcire a apei se aplică formula :

$$\text{capacitatea de răcire} = \frac{K}{T}, \text{°D},$$

în care : K este durata de răcire în apă, în min, multiplicată cu 100 ;

T — durata de răcire în mediul de călire considerat, în min.

În cazul răcirii în apă capacitatea de răcire va fi egală cu 100°D.

Capacitatea de răcire în alte medii se compară cu capacitatea de răcire în apă. De exemplu, capacitatea de răcire de 21,7°D a unui ulei mineral este mai mică decît capacitatea de răcire a apei. Prin aditivare, capacitatea de răcire a acestui ulei crește la 29,2°D.

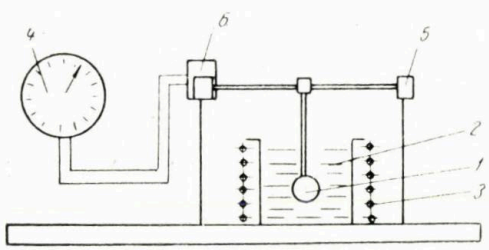


Fig. 5

Acest indice nu indică comportarea mediului de călire în întregul interval de răcire.

M e t o d a d e c ă l i r e m a g n e t i c ă este bazată pe modificarea susceptibilității magnetice a nichelului în funcție de temperatură. Nichelul își pierde magnetismul cînd se încălzește peste punctul Curie (354°C) și își recapătă magnetismul cînd se răcește sub această temperatură [5].

Se pot utiliza și alte materiale magnetice, dar excelenta rezistență a nichelului împotriva oxidării la temperatură pînă la 870°C, cum și punctul Curie relativ jos, fac ca nichelul să fie foarte potrivit pentru această probă.

Procedeul, folosit de Shell Oil Company [5], constă în încălzirea la 870°C a unei sfere de nichel *1*, cu diametrul de 20 mm, care apoi este introdusă într-un recipient cu lichidul de călire cercetat [2] (fig. 5).

Recipientul se plasează într-un cîmp magnetic produs de bobina *3*. Atunci cînd sfera de nichel își recapătă magnetismul este atrasă spre peretele vasului.

Durata de la introducerea epruvetei în mediul de cercetat pînă în momentul cînd devine magnetică, respectiv la atingerea temperaturii de 354°C, este înregistrată automat de către cronometrul *4* pus în legătură cu suportul *5* al sferei de nichel prin microîntrerupătorul *6*. O durată scurtă reprezintă o viteză mare de călire.

Această probă este potrivită pentru evaluarea vitezelor de răcire ale uleiurilor, întrucît punctul

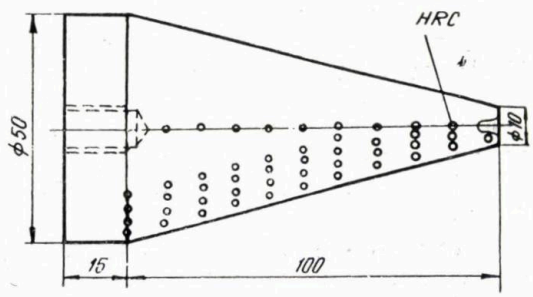


Fig. 6

Curie al nichelului corespunde punctului de fierbere a uleiurilor uzuale și este apropiat de temperatura M_s pentru multe oțeluri.

În literatura de specialitate sînt citate și metode de înregistrare a temperaturii cu oscilograful catodic [6].

Dintre metodele indirecte de determinare a vitezei de răcire, cel mai des folosite sînt :

M e t o d a c u e p r u v e t ă c o n i c ă [2]. Epruvetele de formă conică se execută din oțeluri călibile. După încălzirea pentru călire epruveta este răcită în mediul de răcire a cărui capacitate trebuie determinată. După călire se măsoară duritatea pe generatoarea conului (fig. 6).

În funcție de duritatea obținută la anumite distanțe de vîrful conului se poate aprecia capacitatea de răcire a unui mediu, în comparație cu un alt mediu în care s-a răcit o epruvetă similară din același oțel.

M e t o d a c u e p r u v e t a H a r v e y [7] se bazează pe același principiu ca și metoda cu

epruvetă conică. Un cilindru cu diametrul de 100 mm și înălțimea de 75 mm, din oțel Rul 1, este prevăzut cu o gaură excentrică (fig. 7), obținîndu-se astfel grosimi de perete între 6 și 31 mm.

Capacitatea de răcire a mediului se determină în funcție de grosimea peretelui, prin măsurarea durității Rockwell.

M e t o d a S h e p h e r d [2] permite a se determina în ruptură tendința de creștere a grăuntelui austenitic și a pătrunderii călirii. Răcind proba în diferite medii se poate aprecia, prin comparație , capacitatea de răcire a acestora.

Principiul încercării constă în supraîncălzirea intenționată a unei epruvete din oțel care, după călire, este spartă pentru a se putea măsura grosimea zonei călite.

Epruveta este cilindrică și are diametrul de 20 mm și lungimea de 75 mm. O crestătură de 1,5 mm în V la 30° ajută la rupere.

În grupa a doua se încadrează metodele pentru determinarea capacității de răcire prin măsurarea creșterii temperaturii în mediul de cercetat, după aportul unor anumite cantități de căldură. Metodele din această grupă se bazează pe măsurarea creșterii temperaturii mediului de răcire ca urmare a absorbției de căldură la anumite intervale de timp.

M e t o d a Q u e n c h - I n t e r v a l [8]. Se răcește într-o cantitate stabilită de mediu de răcire o piesă de control cu un anumit conținut de căldură. Cantitatea de căldură cedată este determinată mai întîi după o perioadă scurtă, de 5 s, și apoi, după egalizarea completă a temperaturii, de 180 s.

La această metodă căldura specifică a mediului de răcire este considerată constantă în intervalul cercetat.

Raportul: $\frac{\text{sporul temp. după 5 s}}{\text{sporul temp. după 180 s}} \times 100$

a fost propus ca valoare caracteristică pentru capacitatea de răcire a mediului de călire.

Epruveta folosită este un cilindru din oțel austenitic crom-nichel cu diametrul de 25 mm și

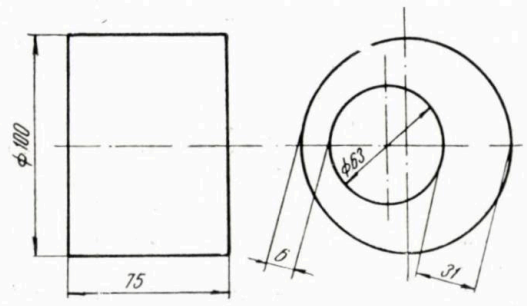


Fig. 7

lungimea de 75 mm. Epruveta încălzită 30 min la 845°C este apoi răcită în 1 800 cm³ din mediul de răcire cercetat, introdus într-un vas Dewar. După 5 s epruveta este scoasă, mediul este omogenizat, iar temperatura este măsurată cu un termometru cu mercur, cu diviziuni de 1/10°C. Imediat după aceea piesa de control trebuie încălzită din nou, în aceleași condiții, răcită în mediul de călire de cercetat și menținută în acesta 180 s.

Această metodă informează numai asupra comportării mediului de călire în prima fază a răcirii, nefiind posibilă o caracterizare completă a ciclului de răcire.

M e t o d a c r e ș t e r i i t e m p e r a t u r i i este o variantă a metodei Quench-Interval [8]. Se măsoară însă creșterea temperaturii mediului după o serie de intervale de cufundare (5, 10, 15, 20 s) a epruvetei și se trasează aceste valori ale creșterii temperaturii în funcție de durata cufundării.

Curba obținută servește la interpretarea rezultatului.

În grupa a treia intră metodele de determinare a proprietăților mediilor de răcire prin măsurarea cantității de căldură necesare atingerii unei anumite temperaturi superficiale a epruvetei imersate în mediul de răcire.

P r o b a S i n c l a i r este proba caracteristică acestei grupe [2].

Ea constă în următoarele : printr-o sîrmă de constantan, cufundată în mediul de răcire cercetat, se trece un curent electric care se majorează încet, cu viteză constantă, pînă cînd sîrma se topește. Grosimea sîrmei este de 0,3 mm.

Pătratul intensității maxime a curentului care duce la topirea sîrmei este proporțional cu cantitatea de căldură absorbită. Aceasta este o valoare caracteristică de răcire bruscă a uleiului.

M e t o d ă d e d e t e r m i n a r e a c a p a c i t ă ț i i d e r ă c i r e a m e d i i l o r d e c ă l i r e, f o l o s i t ă d e I.C.T.C.M. În laboratorul de tratamente termice al Institutului de cercetări tehnologice pentru construcții de mașini s-au efectuat determinări ale capacității de răcire ale unor medii de călire cu acțiune intermediară între apă și ulei.

Pentru alegerea metodei de determinare a proprietăților mediilor de răcire pentru călire, s-a ținut seamă de următoarele considerente :

— mărimea măsurată să fie caracteristică pentru capacitatea de răcire a mediului cercetat;

— determinarea să se poată executa ușor și simplu ;

— aparatura necesară să fie simplă ;

— metoda să dea valori corecte și ușor interpretabile.

Ținîndu-se seamă de aceste considerente, cum și de posibilitatea de procurare a aparatelor, s-a ales pentru încercările efectuate o metodă de înregistrare directă a variației temperaturii în timp a unei epruvete calde, imersate în mediul de călire cercetat.

Instalaţia folosită este prezentată în schema din figura 8.

Epruveta termică s-a încălzit într-un cuptor tubular *4* cu diametrul interior de 30 mm. Viteza de încălzire a epruvetei s-a stabilit prin regla-

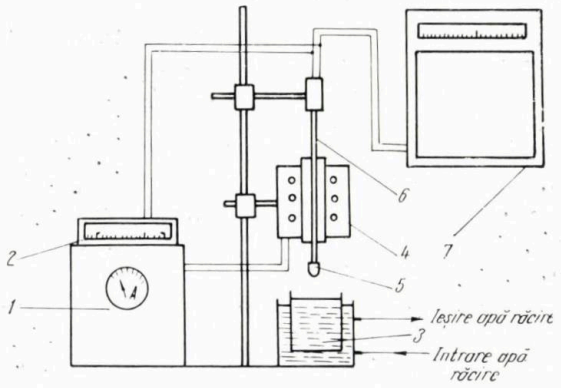


Fig. 8

rea curentului de alimentare de la transformatorul *1*.

Epruveta *5* a fost executată din oţel 14 NC 170 care nu are puncte de transformare în intervalul de temperaturi cercetat. În mijlocul epruvetei s-a introdus un termocuplu din cromel-alumel *6* fixat cu un nit din acelaşi oţel cu epruveta. Forma şi dimensiunile epruvetei cu termocuplu, folosite în instalaţia I. C. T. C. M., sînt prezentate în figura 9.

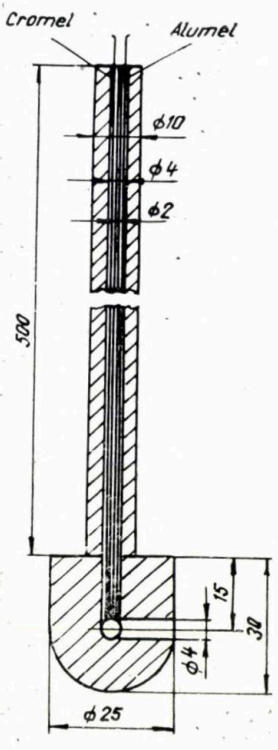


Fig. 9

Termocuplul s-a conectat la un potenţiometru electronic MAW tip EK-BTEN *7* cu înregistrare continuă. Viteza de înaintare a hîrtiei pe care s-a înregistrat curba de variaţie a temperaturii a fost de 3 600 mm/h. Menţinerea constantă a temperaturii cuptorului s-a realizat cu un milivoltmetru regulator de temperatură *2*, comandat de termocuplul montat în epruvetă. Vasul *3*, în care s-a introdus mediul de răcire cercetat, are capacitatea de 2 000 cm³ şi este prevăzut cu o cămaşă exterioară pentru circuitul de apă rece, în scopul menţinerii mediului la o temperatură constantă, de 20°C. Epruveta cu termocuplu a fot încălzită 20 min, la 850°C, şi apoi imersată în mediul de răcire cu temperatura iniţială de 20°C. Cînd termocuplul indică temperatura de 800°C se pune în mişcare hîrtia pe care se înregistrează temperatura.

Încercările au fost efectuate în două variante : cu epruveta nemişcată după imersarea în mediu ; cu epruveta mişcată pe toată durata răcirii prin mişcări rectilinii pe orizontală.

După curbele trasate de aparat s-au trasat apoi curbele de variaţie a temperaturii în timp, în centrul epruvetei cu termocuplu.

Din derivarea grafică pe porţiuni a curbelor de variaţie a temperaturii în timp, se pot obţine curbele vitezelor de răcire în diferite intervale de temperatură.

Trebuie precizat că valorile astfel obţinute sînt determinate cu o eroare corespunzătoare metodei de derivare grafică şi sînt valabile numai pentru centrul epruvetei folosite.

Metoda experimentată de I. C. T. C. M. permite stabilirea capacităţii de răcire a mediului cercetat în orice interval al perioadei de răcire.

Aşa cum s-a arătat mai înainte la călirea pieselor din oţel (cu excepţia oţelurilor înalt aliate) o importanţă deosebită o are viteza de răcire în intervalele 650—400°C şi 400—150°C.

De aceea, se consideră că numai prin indicarea duratelor de răcire în aceste intervale critice se poate evalua corect capacitatea de răcire a diferitelor medii de călire.

De exemplu, durata de răcire în apă a epruvetei cu termocuplu folosite de I. C. T. C. M., în intervalul 650—400°C, este de 2,5 s, iar în intervalul 400—150°C, de 8,5 s. Astfel indicele care indică capacitatea de răcire a apei se poate nota C. R. 2,5/8,5.

În cazul uleiului TT 5004, folosit la tratamente termice, C. R. este 11/75. Aceste valori rezultă din curbele reprezentînd variaţia temperaturii în funcţie de timp, la răcirea în aceste medii a epruvetei cu termocuplu folosite de I. C. T. C. M.

În lipsa unui aparat electronic de înregistrare, duratele respective de răcire pot fi măsurate cu un cronometru.

Tabela 1

Mediul de răcire cercetat	Modul de efectuare a încercării	Capacitatea de răcire C,R, s/s
Apă	Cu mişcarea probei	2/8
Apă	Fără mişcarea probei	3,5/9,5
Ulei TT 5004	Cu mişcarea probei	7,5/28,5
Ulei TT 5004	Fără mişcarea probei	11/75
Motorină	Cu mişcarea probei	5/22
Petrol lampant	Cu mişcarea probei	6/17
Ulei TT 2002	Cu mişcarea probei	7/20,5
Apă cu 0,25 % alginat de sodiu	Cu mişcarea probei	4/8
Apă cu 0,50 % alginat de sodiu	Cu mişcarea probei	6/9
Apă cu 0,75 % alginat de sodiu	Cu mişcarea probei	6/9
Apă cu 1 % alginat de sodiu	Cu mişcarea probei	7/11
Apă cu 0,75 % gelatină	Cu mişcarea probei	4/8
Apă cu 1 % gelatină	Cu mişcarea probei	7/27

Față de metodele descrise, cum și față de metoda propusă de O. Dorigo, care indică comparativ capacitatea globală de răcire a diverselor medii, metoda propusă de I. C. T. C. M. pentru evaluarea capacității de răcire are avantajul că indică capacitatea de călire pentru două intervale ale perioadei de răcire.

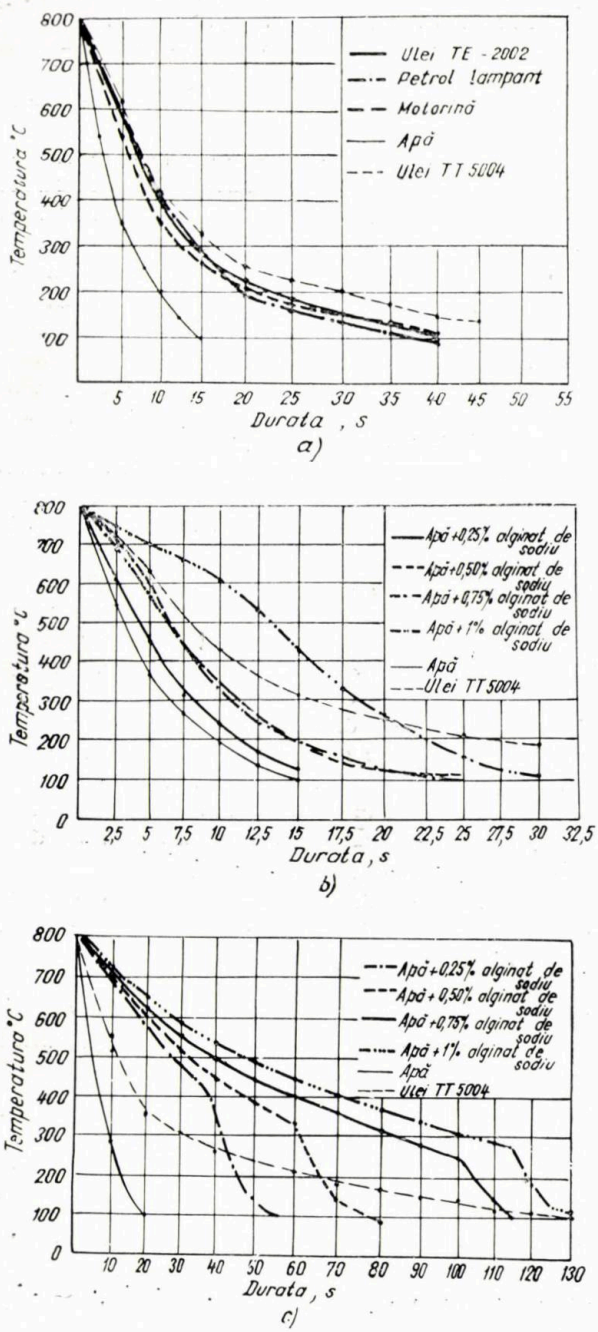


Fig. 10

Avantajul practic al acestei metode constă în faptul că între două medii care au capacitatea de răcire apropiată în intervalul 650—400°C, dar diferită în intervalul 400—150°C, poate fi ales acela care în acest domeniu are o capacitate de răcire mai mică.

În tabela 1 sînt date capacitățile de răcire ale unor medii studiate de I. C. T. C. M.

În figura 10, *a* sînt date curbele de răcire ale epruvetei cu termocuplu în apă, ulei TT 5004, ulei TE 2002, motorină și petrol lampant (probele au fost executate cu agitarea epruvetei).

În figurile 10,*b* și *c* sînt date curbele de răcire ale apei cu diferite procente de alginat de sodiu, comparativ cu ale apei și uleiului TT 5004 cu și, respectiv, fără mișcarea epruvetei.

Prin determinarea capacității de răcire a unui mediu de călire devine posibilă evaluarea îmbătrînirii uleiurilor de călire datorită creșterii fracțiunilor grele, cum și datorită scăderii conținutului de aditivi în cazul uleiurilor aditivate.

Determinarea capacității de răcire ușurează, de asemenea, alegerea temperaturii optime pentru efectuarea călirii în mediu cald.

În cazul folosirii ca mediu de răcire a unei soluții apoase, capacitatea de răcire a soluției respective variază în funcție de concentrația soluției.

Prin determinarea capacității de răcire se pot face corecturile necesare pentru readucerea mediului de răcire la capacitatea inițială.

Introducerea determinării capacității de călire ca o probă periodică în practica atelierelor de tratamente termice va duce nemijlocit la creșterea calității produselor și la micșorarea rebuturilor la călire.

MÉTHODES POUR DÉTERMINER LA CAPACITÉ DE REFROIDISSEMENT DES MILIEUX DE TREMPE

Après de brèves considérations théoriques sur les phénomènes qui ont lieu durant le refroidissement des pièces soumises à la trempe, on présente les méthodes les plus connues de mesurage de la capacité de refroidissement des milieux de trempe, recommandées dans la littérature de spécialité, ainsi qu'une méthode originale proposée et vérifiée par l'I.C.T.C.M.

Cette méthode permet de savoir la capacité de refroidissement d'un milieu, dans certains intervalles requis de température, et est très utile pour tous ceux qui travaillent dans les ateliers de traitements thermiques.

COOLING CAPACITY DETERMINATION METHODS FOR QUENCHING MEDIA

The paper presents, after several brief theoretical considerations on phenomena taking place during quench cooling, runing methods for quenching capacity measurement, recommended by literature for quenching media, as well as an original method, worked-out and experimented in I.C.T.C.M. — Institute.

The method having the advantage to enable quenching capacity determination for a given medium, in certain desired temperature intervals, is useful for workers in heat treatment shops.

BIBLIOGRAFIE

[1] Gardner A. G. *Quenching technique in the heat treatment of steel.* Iron and Steel, nr. 1, ian. 1964, p. 9—12.

[2] Schaaber O. *Zur Bestimmung der Abschrech fahigkeit von Härteölen.* Das Industrieblatt, nr. 7, iulie, 1959.

[3] Fischer J. *A new Technique for Determining Quenching Rates.* Metal Progress, nr. 5, mai, 1962, p. 111—112.

[4] Dorigo O. *Proposta di un'unità di misura practica per valutare il grado di drasticità dei liquidi per spegnimento di tempra.* Trattamenti dei Metalli, nr. 45, 1966, p. 20—27.

[5] Early G. *High speed bright quench oils.* Lubrication Engineering, nr. 3, 1963, p. 103—109.

[6] Bigot R. şi Faivre. *Application de l'oscillographe cathodique à l'enregistrement des courbes temperature-temp au cours de la trempe rapide des métaux.* Revue de Metallurgie, nr. 2, februarie, 1956, p. 131—158.

[7] Harvey F. R. *Overcoming distortion and cracking in heat treating.* Metal Progress, nr. 6, iunie, 1961, p. 73—75.

[8] Paschkins S. *Termal Consideration in Oil Quenching.* Iron Steel-Inst., oct. 1959, p. 116—123.

DIN ISTORIA METALURGIEI

CZ 669 (498)

Începuturile metalurgiei pe teritoriul țării noastre și dezvoltarea ei în epoca bronzului

Conf. dr. ing. N. GERU
Institutul politehnic „Gheorghe Gheorghiu-Dej" — București

Teritoriul țării noastre a fost leagănul unor străvechi civilizații. Astfel sînt: binecunoscutele culturi Criș, Boian, Turdaș, Hamangia, care după vechime se situează mult înaintea construirii piramidelor lui Keops, Khefren și Mykerinos de la Giseh ; cultura ceramicii pictate de la Cucuteni—Moldova, făurită cu aproape un mileniu înaintea înălțării marelui Sfinx egiptean, coloanelor templului din Luxor sau a palatului lui Minos de la Cnossos și care este unanim apreciată ca un vestigiu greu egalabil al tezaurului material și spiritual al neoliticului; cultura bronzului, care a atins în mileniul al II-lea î.e.n. o dezvoltare ce o situează în primele locuri ale istoriei culturii europene din acea vreme etc.

Poporul român, format pe un teritoriu în care au înflorit asemenea civilizații, a moștenit caracteristicile generale ale acestora și principalele deprinderi ale înaintașilor săi, caracteristici și deprinderi care s-au transmis din generație în generație de-a lungul a sute și mii de ani. Numeroase descoperiri arheologice din diferitele regiuni ale țării arată că printre deprinderile moștenite de poporul român de la înaintașii săi un loc de seamă îl ocupă cele care privesc extragerea și prelucrarea metalelor.

Primele dovezi despre extracția și prelucrarea unor metale datează din neolitic. La început au fost cunoscute și prelucrate metale găsite în stare nativă ca aurul, cuprul și argintul. Săpăturile arheologice efectuate pe locul unor așezări datînd din mileniile VII—V î.e.n. (de exemplu la Siparra în Mesopotamia) au scos la iveală dovezi că în acea vreme oamenii prelucrau metale native, în special cupru, prin ciocănire, obținînd unelte și podoabe.

Mult mai tîrziu, în mileniile IV—III î.e.n., cînd în urma dezvoltării olăritului se puteau realiza temperaturi pînă la 1200°C, omul neoliticului a învățat să obțină cuprul prin reducerea minereurilor. Produsul, bucăți buretoase informe de cupru, se prelucra tot prin ciocănire. Printre primele mine subterane de cupru exploatate sînt cele din localitățile Wadi-Maghiru și Wadi-Nesb din Egipt, din mileniile IV—III î.e.n. Din aceeași vreme sînt și minele subterane de cupru descoperite pe insula Cipru. Mine de cupru foarte vechi se găsesc și în alte țări din Europa, ca: Spania, Portugalia, Franța, Anglia etc.

Cunoștințele privind folosirea și practicarea metalurgiei cuprului au pătruns în spațiul carpato-danubian, ca de altfel în întreaga Europă, prin difuziune, începînd cu neoliticul mijlociu (circa 3 500—3 000 î.e.n.). Triburile neolitice de pe aceste locuri nu s-au limitat să împrumute pur și simplu aceste cunoștințe ci au participat activ la dezvoltarea lor. Din această etapă se cunosc primele obiecte de cupru folosite de triburile ce locuiau pe teritoriul țării noastre; acestea sînt obiecte de podoabă, de cult sau mici unelte. Ele apar numai în unele culturi ale neoliticului mijlociu. Astfel de obiecte de cupru au fost descoperite lîngă Călărași, în mediul culturii Boian (podoabe și mici unelte), în a doua așezare de la Verbicioara din Oltenia (o undiță de cupru, sule de cupru dintre care una cu mîner de os), în straturile precucuteniene de la Traian — localitate situată în centrul Moldovei (undiță de cupru) etc.

În neoliticul tîrziu (circa 3 000—1 900 î.e.n.) comunitățile tribale au atins cea mai înaltă treaptă a orînduirii comunei primitive. În această etapă s-a înregistrat un mare avînt în domeniul forțelor de producție, marcat prin pătrunderea progresivă a uneltelor de cupru; se trece acum de la răspîndirea sporadică, neuniformă, a obiectelor de cupru, caracteristică neoliticului mijlociu, la „adoptarea cunoștințelor tehnologice legate de metalurgia cuprului și de la folosirea cuprului nativ la exploatarea minereurilor de cupru locale"[4]. Folosirea uneltelor de metal, continuînd să rămînă încă foarte restrînsă în comparație cu a celor de piatră, nu a influențat orînduirea socială, între relațiile de producție și forțele de producție existînd încă concordanță.

Cercetările arheologice arată că în această etapă, în numeroase așezări de pe teritoriul patriei noastre se răspîndesc unelte grele de cupru, care au început să capete o mare importanță economică. Dintre acestea se menționează toporul sub formă de daltă și ciocanul-topor, adoptate de comunitățile culturii Decea-Mureșului, Gumelnița și Sălcuța. Tot în această etapă se creează și toporul cu tăișul vertical și gaură de înmănușare, topor care va avea o largă folosire în epoca bronzului. Se menționează, de asemenea, apariția

în această etapă a toporului cu două braţe, a pumnalului de cupru şi a cuţitului-brici, ultimele două fiind răspîndite în culturile Cucuteni, Gumelniţa şi Sălcuţa.

Frecvenţa mare a acestor unelte impune concluzia originii lor locale, neputîndu-se admite, pentru epoca respectivă, un import atît de mare de metal de la distanţe mari. Această ipoteză este confirmată şi de analiza obiectelor de cupru şi bronz din epoca neolitică şi din epoca bronzului, găsite pe teritoriul ţării noastre, analiză efectuată de C. Niculescu — Otin între anii 1910—1913. Un argument în plus, care susţine ipoteza originii locale a cuprului ce a servit la confecţionarea obiectelor din neoliticul tîrziu, îl constituie şi apariţia în preajma centrelor metalifere din Transilvania, Ungaria şi nordul Jugoslaviei, a toporului cu un singur tăiş, fenomen care presupune o exploatare intensă a minelor de cupru din aceste regiuni.

În neoliticul tîrziu, paralel cu utilizarea cuprului, se foloseşte la confecţionarea diferitelor obiecte de podoabă şi aurul. Numeroase obiecte de aur posedau purtătorii culturii Gumelniţa şi Decea-Mureşului. Purtătorii marelui complex cultural Decea-Mureşului au răspîndit paralel cu obiectele de cupru, cele dintîi podoabe de aur în aceste părţi ale Europei. Aurul era procurat din nisipurile aurifere ale rîurilor din Transilvania, iar obiectele erau prelucrate cu ciocanul din foaie sau sîrmă de aur. Purtătorii culturii Decea-Mureşului aveau suficiente cunoştinţe tehnologice, ceea ce le-au permis să practice pentru prima dată în aceste părţi ale pămîntului românesc metalurgia cuprului şi extragerea şi prelucrarea aurului local. Mici podoabe de aur datînd din această epocă s-au găsit alături de obiecte de cupru şi în aşezările de la Ariuşd (Transilvania), Cucuteni şi Traian (Moldova); în ceea ce priveşte însă ultimele două aşezări, atît obiectele de aur cît şi cele de cupru au fost probabil aduse gata lucrate, deoarece nici aurul şi nici cuprul nu se găsesc în această zonă.

Un eveniment de seamă pentru dezvoltarea ulterioară a metalurgiei cuprului şi bronzului îl constituie adoptarea în tehnica olăritului, de către comunităţile neoliticului tîrziu, a cuptoarelor cu ardere indirectă (cuptoare cu reverberaţie), cuptoare care au permis obţinerea unor temperaturi mult mai mari. Asemenea cuptoare, a căror origine se află în Orient, au fost folosite de purtătorii culturii Cucuteni şi Petreşti, ceramica pictată în stil cucutenian fiind realizată cu ajutorul lor.

Dezvoltarea continuă a forţelor de producţie a dus, spre sfîrşitul neoliticului în perioada de tranziţie către epoca bronzului (circa 1 900—1 700 î.e.n.), la modificarea relaţiilor sociale, societatea matriarhală transformîndu-se într-una cu caracter patriarhal.

Trecerea de la neolitic la epoca bronzului s-a făcut treptat existînd o fază de dăinuire a culturilor de tip neolitic cu noile forme. În acest proces, zona carpato-danubiană avea să joace unul dintre cele mai active roluri deoarece „triburile de pe teritoriul actual al României au fost nu numai mijlocitoare între sudul mediteranean, deja trăind în condiţiile epocii bronzului, şi regiunile de la răsărit de ţara noastră, cu o economie predominant pastorească, de caracter patriarhal dar şi cu Europa centrală, unde ritmul amestecului dintre triburi se accelera mereu, fără însă să fi reuşit să se treacă şi aici la epoca bronzului. Este astăzi dovedit că cea mai veche cultură a epocii bronzului din spaţiul carpato-danubian este cultura Cernavoda, care se plasează cu cîteva secole înainte de începerea epocii bronzului în Europa centrală" [4].

În epoca bronzului (2 200—1 200 î.e.n.) se realizează un mare progres în sfera forţelor de producţie, elementul principal constituindu-l folosirea uneltelor şi a armelor de bronz, material care faţă de cupru oferă o serie de avantaje tehnologice (topire şi turnare mai uşoară) şi de întrebuinţare (duritate mai mare, care imprimă capacitate de tăiere mare, uzură mică etc.).

Cercetările arheologice desfăşurate în ultimii ani au lărgit considerabil cunoştinţele noastre privind dezvoltarea metalurgiei pe teritoriul ţării noastre în epoca bronzului. Astfel, acum se ştie că în epoca bronzului activitatea extractivă şi de prelucrare a bronzului s-a desfăşurat deopotrivă atît în zona Dunării de jos, cît şi în cea a Carpaţilor, între aşezările diferitelor culturi din această epocă existînd o puternică legătură.

Primele obiecte de bronz au ajuns în posesia triburilor de pe teritoriul ţării noastre încă din neolitic, acestea fiind aduse pe calea schimbului din regiuni nu prea îndepărtate ca, de exemplu, din Grecia, Macedonia etc., care se găseau deja în epoca bronzului, dar regiunile din ţara noastră intră în epoca propriu-zisă a bronzului numai atunci cînd metalurgia nu se mai întemeiază pe exploatarea cuprului nativ (luat de-a dreptul din natură) sau pe importul, din alte regiuni mai înaintate, al materiei prime (indiferent în ce formă) — deşi aceste împrejurări au constituit desigur o premiză şi o etapă de început a metalurgiei — ci se trece la exploatarea zăcămintelor locale de minereuri, adică la o extracţie şi reducere a acestor minereuri pe baza cărora ia naştere o metalurgie propriu-zisă şi o producţie locală de bronz [1].

Săpăturile arheologice efectuate în special în ultimii 20—25 ani au adus la lumină diferitele arme şi unelte de bronz, numeroase depozite de bronzuri prelucrate sub formă de obiecte sau în stare semifinită, un mare număr de obiecte de aur, tezaure, aur brut etc. Aceste descoperiri constituie dovada unei bogate activităţi metalurgice care s-a desfăşurat în epoca bronzului în toate regiunile patriei noastre.

Cercetările au arătat că încă din epoca timpurie a bronzului (2 200—1 800 î.e.n.) triburile prototracice (începînd cel puţin cu epoca mijlocie a bronzului purtătorii culturilor bronzului pot fi consideraţi strămoşii direcţi ai tracilor) [4] practicau metalurgia. Astfel, în aria culturii Cernavoda (epoca timpurie a bronzului; pe teritoriul României această cultură cuprinde Dobrogea şi malul stîng al Dunării) au fost găsite securi din bronz cu un tăiş şi gaură de înmănuşare transversală, securi plate, diferite lame de pumnal etc. O dovadă că măcar o parte din aceste obiecte erau fabricate pe loc o constituie fragmentul din tiparul de gresie pentru turnat securi plate, descoperit la Cernavoda. În aşezări aparţinînd culturii Glina (epoca timpurie a bronzului; aria de răspîndire a acestei culturi cuprindea cea mai mare parte a Munteniei, Olteniei, Transilvaniei, Crişanei şi o parte din Moldova) au fost găsite de asemenea obiecte de bronz. Aceasta arată că răspîndirea bronzului, încă din epoca timpurie a bronzului, s-a produs nu numai la sud de Carpaţi ci şi la nord. Din aceeaşi perioadă datează şi unele podoabe din foiţe de aur găsite în Transilvania.

Mai tîrziu, în epoca mijlocie şi tîrzie a bronzului (1 600–1 300 î.e.n.) metalurgia bronzului s-a răspîndit aproape în toată aria carpato-dunăreană, centrele metalurgice tracice cunoscînd o dezvoltare însemnată. Fără îndoială că această dezvoltare s-a bazat pe valorificarea minereurilor de cupru

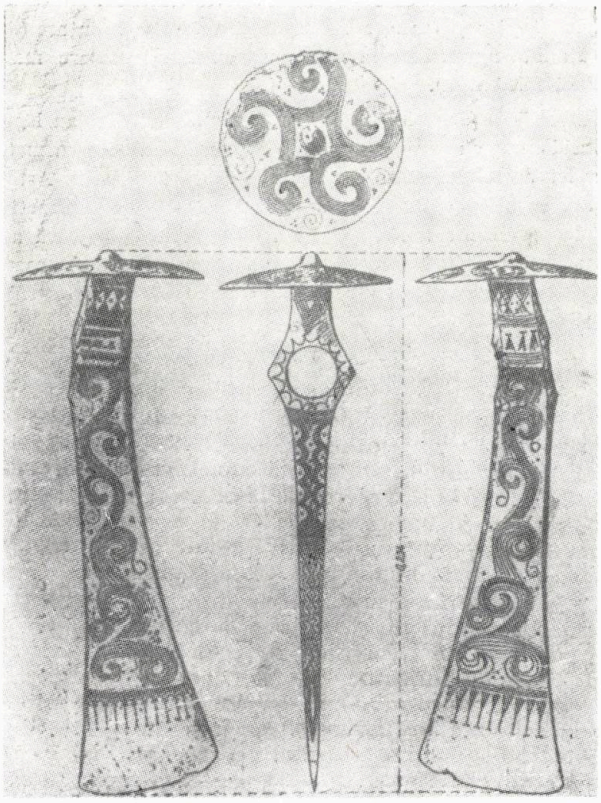


Fig. 1

din Transilvania, Oltenia şi Dobrogea. Dintre dovezile care demonstrează exploatarea în acea vreme a minereurilor de cupru din ţara noastră, se menţionează, în primul rînd, descoperirea în regiunile bogate în zăcăminte miniere, inclusiv în jurul celor din Oltenia, a unui mare număr de ciocane de piatră cunoscute sub numele de „ciocane de miner" deoarece erau folosite la extracţia şi prelucrarea minereurilor. În al doilea rînd se pot menţiona, din nou, analizele chimice pe obiectele din cupru şi bronz datînd din epocile vechi şi găsite pe teritoriul patriei noastre, efectuate de C. Niculescu-Otin, analize care au arătat că obiectele respective erau obţinute din minereuri indigene.

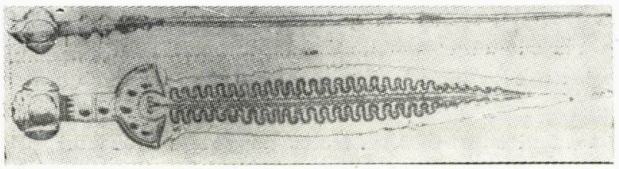


Fig. 2

Obiecte din bronz din epoca mijlocie şi tîrzie a bronzului au fost descoperite în aşezările tuturor culturilor aparţinînd acestei epoci, culturi a căror arie se află atît în afara arcului carpatic, în sudul şi răsăritul României, ca, de exemplu, culturile Tei, Verbicioara, Gîrla-Mare, Monteoru, Costişa, cît şi în interiorul arcului carpatic, în nordul şi vestul României, ca, de exemplu, culturile Pecica, Wietenberg şi Otomani.

Cultura Tei este cultura aparţinînd epocii mijlocii şi tîrzii a bronzului numită astfel după lacul Tei din Bucureşti pe malurile căruia a fost descoperită. Este răspîndită în principal în Muntenia centrală pînă la regiunea de dealuri. Această cultură a pătruns într-o perioadă mai veche a sa şi în Ţara Bîrsei.

Cultura Verbicioara, a fost răspîndită aproape în toată Oltenia, în vestul Banatului şi în regiunile învecinate ale Banatului jugoslav şi Serbia.

Cultura Gîrla-Mare a fost răspîndită pe malul Dunării în partea de sud a Banatului. Este o ramură a culturii numită Gîrla Mare–Vettina–Vîrşeţ care se întindea şi pe teritoriul Jugoslaviei, Ungariei şi Bulgariei de nord-vest.

Cultura Monteoru a fost răspîndită în Muntenia (aproximativ în fosta regiune Ploieşti) şi în Moldova, fiind limitată la sud de o linie situată între Buzău şi Galaţi iar la nord aproximativ de linia Bacău-Iaşi. Numele acestei culturi vine de la localitatea Sărata-Monteoru (judeţul Buzău).

Cultura Costişa este cultura răspîndită la nord de aria ocupată de cultura Monteoru, în Moldova de nord.

Cultura Pecica este cultura înrudită cu cultura Gîrla-Mare; a fost răspîndită în partea nordică a Banatului. Denumirea acestei culturi vine de la localitatea Pecica de pe Mureş, în apropiere de Arad.

Cultura Wietenberg este răspîndită în Transilvania. Denumirea acestei culturi vine de la aşezarea Dealul-Turcului, căruia i se mai zice şi Wietenberg, situată pe malul Tîrnavei-Mari lîngă Sighişoara.

Cultura Otomani, cultură a cărei arie se întinde în vestul României între Munţii Apuseni, Mureşul-inferior şi Tisa. Denumirea vine de la localitatea Otomani, situată la nord de Oradea.

Dintre obiectele de bronz găsite în aşezările acestor culturi se menţionează: toporul cu un tăiş, securi şi cuţite din

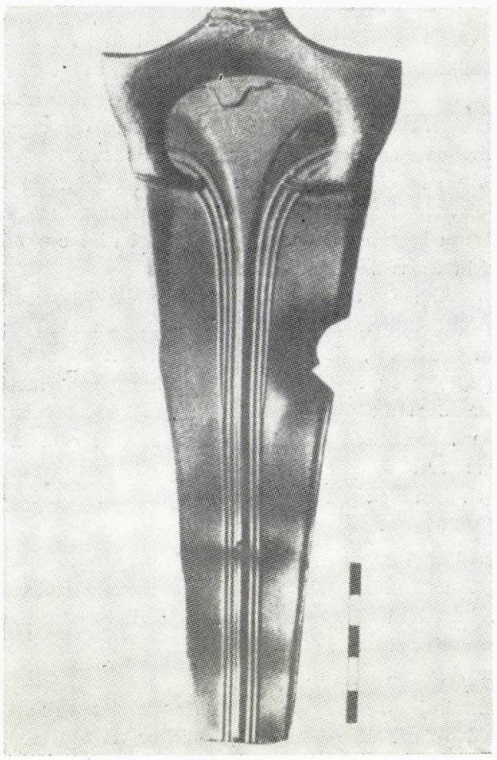


Fig. 3

etapa tîrzie a bronzului, ca şi tipul de ac de bronz denumit Hirtenstabnadel (aşezările culturii Tei); secure plată, ac de tip cipriot, sule (aşezările culturii Verbicioara); pumnale, topoare de luptă şi podoabe (aşezările culturii Gîrla-Mare; în necropola de la Cruceru numai în mormîntul unui copil au fost găsite circa 20 obiecte de bronz); lame de pumnal, vîrfuri de suliţă din bronz, topoare de luptă de tip transilvănean, ace de bronz de diferite tipuri, printre care şi acela

de tip cipriot, coliere, pandantive etc. (așezările culturii Monteoru).

Mult mai numeroase sînt obiectele metalice găsite în așezările culturilor Pecica, Wietenberg și Otomani. Numărul mare de tipare pentru turnat obiecte de bronz găsite în diferite așezări ale culturilor acestei etape a bronzului (Sărata-Monteoru, Glina lîngă București, Pecica etc.), constituie dovezi despre activitatea de prelucrare locală a bronzului. Dispunînd de importante bogății miniere triburile culturilor Wietenberg și Otomani au dezvoltat, în comparație cu celelalte grupe tracice, o metalurgie deosebit de înfloritoare, creînd tipuri de arme și unelte caracteristice, ca, de exemplu, toporul de luptă tracic răspîndit în toată Europa centrală pînă în Germania și pînă la Marea Baltică.

În figura 1 este reprezentat un topor de luptă tracic din depozitul de la Apa; toate laturile toporului sînt ornamentate cu motive spiralice și geometrice [4].

Aici se realizează și primul tip de seceră cunoscut în Europa, așa-numita seceră cu buton deoarece se prindea în coadă cu ajutorul unor proeminențe turnate o dată cu lama. Această seceră a cunoscut de asemenea o largă răspîndire în Europa centrală.

Alte obiecte specifice acestei culturi sînt săbiile de bronz de tip Apa (fig. 2) descoperite în depozitul de bronzuri de la Apa, județul Satu Mare [2], săbiile de tip Boiu, din podișul Transilvaniei, cu o largă difuziune spre Italia etc.

În epoca bronzului o mare dezvoltare a cunoscut și metalurgia aurului; în diferite așezări ale culturilor epocii bronzului din țara noastră au fost descoperite multe tezaure de aur și obiecte de aur izolate, ca de exemplu tezaurul de la Perșinari, județul Dîmbovița (cultura Tei) conținînd pumnale (fig. 3) și lănci de aur [4], tezaurul de aur de la Țigănești, județul Mehedinți (cultura Gîrla-Mare) conținînd aproximativ 50 piese de aur, 33 falere, inele de buclă etc.; tezaurul de aur de la Țufălău, conținînd 9 topoare de aur dintre care unul cîntărea 485,92 g, 8 falere ornamentate bogat cu spirale și aur brut; tezaurul de la Șmig conținînd un lanț format din 17 inele de buclă din aur, numeroase perle de aur, o brățară, 26 falere ornamentate și aur brut.

Prezența aurului brut în diferitele tezaure dovedește existența unor ateliere locale în care acesta se prelucra. O importanță deosebită pentru a stabili dacă pe teritoriul patriei noastre a existat în epoca bronzului o metalurgie prelucrătoare a aurului o prezintă tezaurul de la Perșinari; lăncile de aur găsite în acest tezaur au fost considerate inițial ca obiecte de import însă observațiile de ordin tehnologic efectuate ulterior atestă confecționarea lor locală.

Cercetările arheologice au arătat că locuitorii care au populat țara noastră au practicat și prelucrarea argintului. Deși într-o măsură mai redusă decît obiectele de aur, obiectele de argint apar în așezările culturilor acestei epoci. Astfel se menționează perlele de argint din tezaurul de la Șmig, topoarele de argint de la Perșinari etc.

Începuturile metalurgiei pe teritoriul țării se situează așadar în neoliticul mijlociu (cu circa 3 500 ani î.e.n.), cînd vechii locuitori ai acestor meleaguri au început să folosească și chiar să producă unelte de cupru.

În epoca bronzului s-a dezvoltat o înfloritoare metalurgie a bronzului, bazată pe exploatarea zăcămintelor locale de minereuri. În această epocă au fost create arme și unelte caracteristice, care au cunoscut o largă răspîndire în Europa, de pe malurile Mării Adriatice pînă la malurile Mării Baltice.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Istoria României, vol. I*, Editura Academiei R.P.R., 1960.
[2] * * * *Istoria Orașului București, vol. I*, Ed. Muzeul de istorie a Orașului București, 1965.
[3] Giurăscu C.C. *Istoria Bucureștilor*. Editura pentru literatură, București, 1966.
[4] Berciu D. *Zorile istoriei în Carpați și la Dunăre*. Editura științifică, București, 1966.
[5] Daicoviciu H. *Dacii*, Editura științifică, București, 1965.
[6] Densușeanu N. *Dacia preistorică*. Institutul de arte grafice „Carol Göbl", București 1913.
[7] Olteanu St. și Maghiar N. *Din istoria mineritului în România* (lucrare în curs de publicare).
[8] Druder G. *Metalul ieri și azi*, Editura științifică, București, 1967.
[9] Niculescu-Otin C. *Contribuții la metalurgia antică a cuprului în țările locuite azi de români* Academia Română, Publicațiile fondului Vasile Adamachi, nr. XXXVIII, București 1913.
[10] Nestor I. *Asupra începuturilor metalurgiei aramei și bronzului în R.P.R.* în „Studii și referate privind istoria României", partea I, Ed. Academiei R.P.R., 1954, p. 41–59.
[11] Popescu D. *Noi considerații asupra prelucrării argintului în Dacia*. Studii și referate privind istoria României, partea I, Editura Academiei R.P.R., București, 1954, p. 89.
[12] Condurachi E. *Trăim și creăm pe aceste meleaguri din cele mai vechi timpuri*. Scînteia nr. 7208, 30. XII. 1966.
[13] Protase D. și Țigăra I. *Șantierul arheologic. Soporul de cîmpie*. În Materiale și cercetări de arheologie, Vol. 6. Editura Academiei R.P.R. 1959, p. 383–395.
[14] Tugui I. *Din trecutul istoric al minelor de aur din Munții Apuseni*, Flacăra, nr. 32 (584) 6 august 1966, p. 8–9.
[15] Protase D. *Problema continuității în Dacia în lumina arheologiei și numismaticei*, București, Editura Academiei R.P.R., 1966.

Lucrările celui de-al XXXIV-lea Congres internațional de turnătorie.

În zilele de 24 noiembrie și 1 decembrie 1967 a avut loc la București și Brașov simpozionul : „Lucrările celui de-al XXXIV-lea Congres internațional de turnătorie" — Paris, 1—6 X 1967 — organizat de Consiliul național al inginerilor și tehnicienilor — Secția construcții de mașini și prelucrarea metalului.

La simpozion au participat circa 140 cadre tehnice cu preocupări în domeniul turnătoriilor din uzine, institute de cercetări, proiectări și învățământ tehnic superior din orașele București și Brașov. Pentru a da posibilitatea participării la simpozion și a unor ingineri și tehnicieni din uzinele cu turnătorii din țară, data ținerii simpozionului la Brașov a fost corelată cu data ținerii schimbului de experiență cu tema : „execuția miezurilor în cutii calde", organizat de M. I. C. M. la Uzina de autocamioane — Brașov.

La simpozion au fost prezentate referatele : „Realizări și preocupări pe plan mondial în domeniul elaborării de aliaje cu proprietăți fizico-mecanice superioare" de dr. ing. L. Sofroni de la Institutul de cercetări metalurgice ; „Utilaje și tehnologii moderne pentru elaborare și formare" de ing. Gh. Dorobanțu de la Ministerul Industriei Construcțiilor de Mașini ; „Aspecte tehnice și economice din unele turnătorii mici și mijlocii din Franța" de ing. C. Negoiță de la Consiliul Național al Inginerilor și Tehnicienilor.

Unele expuneri au fost însoțite de proiecții.

După prezentarea referatelor, care au fost urmărite cu viu interes de către participanți, s-au pus întrebări și au avut loc numeroase discuții ce au constituit un larg și valoros schimb de opinii și experiență în cele mai noi probleme teoretice și aplicative din domeniul turnătoriilor.

În cadrul discuțiilor s-au făcut și unele propuneri, printre care :

— participarea specialiștilor români cu referate și comunicări la cel de-al XXXVI-lea Congres internațional de turnătorie, care va avea loc la Belgrad în anul 1969 ;

— participarea țării noastre cu exponente la Expoziția internațională de turnătorie, care se va organiza la Belgrad concomitent cu congresul ;

— organizarea unor cursuri de perfecționare a cunoștințelor tehnice în domeniul turnătoriilor, asemănător celor care funcționează pe lîngă Asociația turnătorilor francezi ;

— multiplicarea materialelor prezentate la cel de-al XXXIV-lea Congres internațional de turnătorie de la Paris și difuzarea acestora uzinelor și institutelor cu preocupări în domeniul turnătoriilor ;

— publicarea, în revista „Metalurgia", a unei cronici privind lucrările congresului, cu indicarea acelor referate și comunicări care prezintă interes pentru țara noastră.

Anunțarea acceptării în unanimitate a candidaturii CNIT la Comitetul internațional al asociațiilor tehnice de turnătorie a fost primită cu satisfacție de participanți ; s-a precizat că este necesar să se dezvolte și mai mult activitatea de studii și cercetări în domeniul turnătoriei, astfel încît țara noastră să se înscrie la viitoarele congrese internaționale de turnătorie cu referate și comunicări valoroase și originale.

Ing. *P. Filimon*

Congresul internațional de metalurgia pulberilor
24—28 Mai 1968
Organizat de Metallwerk Plansee
Reutte (Tirol) AUSTRIA

Stahl und Eisen, nr. 19, 1967 : Bazele geologice ale aprovizionării moderne cu minereuri; Desulfurarea la afinarea cu oxigen a fontei de afinare și a fontei brute Thomas; Contribuție la determinarea conținutului de apă a varului; Producerea țevilor fără sudură de calitate după procedeul Ehrhardt cu o instalație automatizată pe o scară largă; Despre particularitățile reducerii minereurilor de fier, aglomeratelor și peletelor hematitice în furnalul înalt; Experiențele obținute cu cărămizile refractare în diferitele oțelării Siemens-Martin din S. U. A.

Nr. 20, 1967 : Despre depunerile oxidice formate pe sculele din metale dure la așchierea oțelului; Influențarea fenomenului de îmbătrînire prin interacțiunea laminării la rece, recoacerii și relaminării la oțelul necalmat pentru ambutisare adîncă în diferite condiții de laminare la cald; Despre solicitarea arborilor cotiți mari; Controlul ultrasonic al benzilor laminate la cald și la rece; Minereurile Ibaritice de fier în Minas Gerais, Brazilia; Dezvoltarea actuală a extracției minereului de fier în Australia; Activitatea carbonului și oxigenului în aliajele lichide de fier-crom și fier-nichel; Cuptor Siemens-Martin de 600 t cu suflare de oxigen și epurare electrică a gazelor de ardere.

Neue Hütte, nr. 9, 1967 : A XVIII-a zi a minerului și siderurgului la Academia de Mine din Freiberg; Problemele și succesele raționalizării socialiste în metalurgie; Despre capacitatea de reacție a cocsurilor cu diferite porozități; Încercări de laborator cu minereuri, aglomerate și pelete și valabilitatea lor pentru comportarea încărcăturii în furnalul înalt; Deschiderea știhului la furnalul înalt prin încărcături dirijate; Tendințele de dezvoltare a procedeelor moderne de elaborare a oțelului. Despre dezvoltarea procedeelor de elaborare cu ajutorul plasmei. Partea I: Cunoștințe electrotehnice și de tehnică a instalației. Partea a II-a: Cercetări și rezultate metalurgice; Producerea și proprietățile aliajelor Cu-Cr și Cu-Cr-Zr; Curgerea materialului în zona de deformare la laminarea pe cilindri cu tăblie netedă; Sudarea țevilor cu transmiterea inductivă a energiei; Asupra comportării la revenire a oțelului turnat cu 14 %Cr pentru elice de nave; Despre formarea texturii prin recristalizare secundară a oțelului cu 3 % Si; Tehnologia siliciului semiconductor. Probleme ale metalelor greu fuzibile și reactive.

Metal forming, nr. 5, 1967: Progrese în fabricația pieselor forjate mari; Sisteme hidraulice folosite la utilajele destinate prelucrării plastice a metalelor; Încălzirea destinată matrițării; Poziția cuptorului în secțiile de forjă; Metodă teoretică de proiectare a sculelor destinate proceselor de deformare plastică a metalelor.

Nr. 6, 1967: Încălzirea rapidă a oțelului destinat prelucrării plastice la cald; Caracterizarea încălzirii rapide; Întinderea de precizie prin rotație pe o mașină de forjat Wecker, cu o pereche de ciocane; Colocviu privind aspectele tehnico-economice ale extrudării la rece a oțelului la Institute of Sheet Metal Engineering; Progrese în fabricația pieselor forjate mari; Discuții privind încălzirea la matrițare.

Nr. 7, 1967 : O maxipresă cu un nou sistem de acționare; Forjare pe o presă cu berbeci multipli la Cameron Iron Works Ltd., Livingston, Scotland; Încălzirea rapidă a oțelurilor destinate prelucrării la cald — încălzirea rapidă cu jet de gaz cald; Discuții privind încălzirea la matrițare.

Nr. 8, 1967 : Execuția modernă a blocurilor de matrițe destinate deformării plastice a metalelor; Cea de-a X-a expoziție europeană de mașini-unelte din Hanovra; Mecanizarea cu manipulatoare a forjării libere la o presă Sack de 2 000 tf, la Latrobe Steel Co.; Încălzirea rapidă a oțelurilor destinate prelucrării la cald — aspectele metalurgice ale încălzirii rapide — concluzii și tendințe de viitor.

Hutnické Listy, nr. 10, 1967: Aniversarea a 50 de ani de la revoluția din octombrie și importanța ei pentru industria siderurgică; Caracterizarea minereului de fier cu ajutorul constantei de reducere; Consumul de gaz necesar arderii în bateriile de cocs; Stabilirea vitezei de decarburare cu ajutorul metodelor indirecte; Metodă de calcul pentru calibrarea cilindrilor la laminarea la rece a țevilor de precizie fără cusătură, pe caje mobile; Influența cromului asupra cineticei recristalizării oțelului austenitic cu crom și nichel; Cauzele apariției solzilor pe suprafața tablelor smălțuite; Tehnologia de fabricație a staniului de înaltă calitate; Metode de colectare a probelor din oțelul lichid.

Slévárenstvi, nr. 10, 1967 : Expoziția de turnătorie la cel de-al IX-lea târg internațional de la Brno; Proprietățile de bază ale bentonitei din R. S. C. și din import; Metodica de încercare, bentonita din Cehoslovacia; Direcțiile principale de mecanizare a turnătoriilor din Polonia; Răcirea cu apă a unui cubilou cu diametrul de 700 mm într-o turnătorie de fontă maleabilă; Aprecierea încercărilor de rezistență a formelor pentru turnarea de precizie; Freză automată pentru prelucrarea modelelor din lemn; Vopsirea formelor din șamotă pentru piese masive; Amestecuri de formare argiloase pentru turnarea pieselor din fontă cenușie.

Kuznecino-Stampovocinoe Proizvodstvo, nr. 7, 1967 : Perspectivele automatizării pregătirii tehnologice în producția de forjare — presare; Cercetări asupra posibilității utilizării extrudării la cald, la fabricația profilelor circulare, din aliaje greu deformabile; Combinarea comprimării și calibrării semifabricatului, cu rularea filetului mare; Legile obiective privind fasonarea semifabricatelor inelare, la refularea parțială pe sectoare a acestora, cu nicovale înguste; Creșterea durabilității matrițelor cu ajutorul nitrurării prealabile; Cercetarea cauzelor scoaterii din uz și posibilitățile de creștere a durabilității matrițelor pentru refularea la cald pe mașini de forjat orizontale; Ambutisarea și ștanțarea tablelor în construcția auto; Țevi din molibden executate prin strîngere; Asupra perfecționării închiderii cu scule fasonate a fundurilor buteliilor de presiune înaltă; Influența valorii subțierii fundurilor asupra preciziei de execuție a acestora; Bordurarea cu poanson conic; Construcții modernizate de maxiprese; Asupra stabilității energiei de lovire la ciocanele fără șabotă cu viteze înalte; Dispozitiv de protecție modernizat, la automatul pentru decuparea la rece, tip A 413; Recuperatoare prin radiație cu o construcție nouă de compensare; Metode matematice în planificarea dezvoltării și amplasării teritoriale a producției de forjare—presare; Eficacitatea SDV-urilor cu metale dure, în condițiile construcției de aparate; Experiența utilizării lingourilor cu formă alungită; Metodă simplă pentru determinarea grosimii plăcilor ștanțelor; Îmbunătățirea tehnologiei de execuție a axului levier de la mecanismul de direcție al automobilului GAZ-69; Influența concentrației soluției de sare asupra preciziei pieselor forjate, obținute prin vălțuire; Recenzii: „Indrumător pentru ștanțarea la rece" și „Proiectarea proceselor tehnologice de ștanțare la rece".

Nr. 8, 1967 : Activitatea de o jumătate de secol a forjorilor din Leningrad; Determinarea efortului la extrudarea directă, reducerea și calibrarea la rece a pieselor cave și masive; Experiența executării prin matrițare, pe utilaje cu viteze înalte, a pinioanelor cilindrice cu dantură matrițată; Cercetarea procesului de matrițare la rece în faze succesive; Asupra regimului temperaturii sculelor destinate matrițării cu metal lichid; În legătură cu matrițarea secționată a roților de cale ferată; Repartizarea undelor cu bandă îngustă și determinarea limitei dinamice de curgere a tablelor, la ambutisarea prin impulsuri; Cercetarea experimentală a efortului de închidere a fundurilor buteliilor; Fabricația semifabricatelor tubulare cu pereți subțiri din oțelul 4 H 13 și fasonarea porțiunilor de lucru cu arc tubular înfășurat; Presă hidraulică pentru placarea cu aluminiu a sîrmelor din oțel; Un nou tip de ventile de blocare de siguranță, destinate preselor hidraulice; Cuptor cu cameră de regenerare, destinat încălzirii fără oxidare a lingourilor; Trecerea cuptoarelor de la încălzirea cu combustibil lichid (păcură) la încălzirea cu gaz de iluminat; Mînă mecanică pentru așezarea semifabricatelor pe matrița ciocanului; Două variante tehnologice de zencuire a găurilor, prin matrițare; Deformarea în matrițe încălzite la temperaturi înalte.

Nr. 9, 1967 : Construcția de mașini de forjare-presare după 50 de ani; Asupra determinării rezistenței de deformare, la calculul efortului la matrițarea la cald; Forjarea experimentală a oțelului de convertizor; Particularitățile analizei efortului și energiei la extrudare, ținînd seama de forța de inerție; GOST-ul privind adaosurile și abaterile admisibile ale pieselor forjate din oțeluri carbon și aliate, executate

prin forjare liberă pe prese; Eficacitatea ungerii cu sticlă la matriţarea paletelor din aliajul JS 6 KP; Cercetarea schimbării formei şi a dimensiunilor la refularea transversală a semifabricatelor cilindrice; Stabilitatea întinderii uniaxiale a bimetalelor; Asupra calculului eforturilor la executarea fundurilor prin bordurarea cu role; Îndoirea tablelor în cilindri, fără o prealabilă îndoire a marginilor; Formarea cutelor la îndoirea profilelor cu pereţi subţiri; Regulatorul vitezei de presare, cu comandă program, destinat unei prese hidraulice orizontale cu acţionare de la acumulator; Rigiditatea preselor cu acţiune dublă; Măsuri contra producerii fumului în cuptoarele cu încălzire fără oxidare; Încălzitor electric cu buncăr de încărcare şi elevator montat în acesta; Riglă de calcul pentru determinarea timpului de maşină la forjarea liberă; Elaborarea proceselor tehnologice de prelucrare plastică a metalelor la uzina „Dneprospetstal"; Cuţit de retezare tip coroană, la automatele pentru refularea la rece în matriţe monobloc; Presă de 200 tf cu doi montanţi şi cu o manivelă; Instalaţie pentru îndepărtarea fisurilor de pe suprafaţa lingourilor calde, prin metoda flăcării cu gaz; Recenzie: „Utilaje pentru forjare-matriţare. Prese"; Seminar: „Proiectarea proceselor şi construcţia matriţelor destinate matriţării la cald şi la rece"; Consfătuire-seminar a muncitorilor care activează în laboratoarele experimentale, constructive şi tehnologice din uzinele constructoare de maşini de forjare-presare.

Nr. 10, 1967: Problemele de bază ale dezvoltării producţiei de forjare; Dezvoltarea şi problemele matriţării pe maxiprese în U. R. S. S.; Despre analiza influenţei factorilor temperatură-efort asupra sculelor de matriţare; Regimul refulării suprapuse, cu reaşezare; Direcţia de dezvoltare a producţiei de forjare-matriţare în construcţia de cazane, utilaje chimice şi de foraj; Ambutisarea adîncă a molibdenului şi a aliajelor sale; Dezvoltarea automatizării şi a liniilor automate în ştanţarea şi ambutisarea tablelor; Dezvoltarea construcţiei automatelor de presare, destinate matriţării volumice la rece; Diagramele eforturilor admisibile ale cîtorva tipuri de prese cu manivelă; Cercetări experimentale asupra unei prese hidraulice pentru decupare, cu pernă hidraulică; Dezvoltarea instalaţiilor de încălzire în secţiile de forjă; Comanda automată a regimului termic al cuptoarelor cu cameră, cu recirculaţia produselor de ardere; Caracteristicile statice şi dinamice ale cuptoarelor de încălzire cu vatră rotativă; Eficacitatea economică a secţiilor de forjare-matriţare în perioada pregătirii trecerii la noi condiţii de muncă; Dezvoltarea producţiei de forjare-matriţare în R. S. S. Bielorusă; Aparataj pentru înregistrarea şi controlul parametrilor tehnologici la extrudarea pe prese hidraulice; Prese cu genunchi de calibrat.

Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 10, 1967: Aniversarea lui Octombrie; Metalurgia fizică sovietică; Metalurgia fizică a metalelor şi aliajelor rare şi greu fuzibile; Progresul tehnologiei tratamentelor termice în construcţia de maşini; Tehnologia modernă a tratamentelor termo-chimice ale metalelor şi aliajelor; Tratamentul termic, prin încălzire cu curenţi de inducţie, al oţelului; Oţeluri şi aliaje inoxidabile şi anticorosive; Oţeluri şi aliaje refractare pentru durate lungi de serviciu; Direcţiile principale de dezvoltare a aliajelor pentru arcuri; Influenţa tratamentului termic şi al elementelor de aliere asupra rezistenţei oţelului; Transformarea austenitei la răcire.

Nr. 11, 1967: Metalidele, o bază nouă a materialelor refractare; Progresul oţelurilor de scule în ultimii 50 ani; Tendinţe actuale în dezvoltarea aliajelor speciale; Metale şi aliaje pentru tehnica temperaturilor joase; Aliaje uşoare în ultimii 50 ani; Tratamentul de durificare şi tratamentul termomecanic ale laminatelor în fluxul tehnologic al unei uzine metalurgice; Durificarea oţelului cu structură martensitică; Construirea cuptoarelor cu rezistenţă pentru tratamente termice; Influenţa structurii iniţiale asupra transformărilor la încălzirea oţelurilor cu conţinut ridicat de carbon; Capacitatea de răcire a sărurilor topite care conţin apă; Jetul de ulei - un nou mediu de răcire; Fazele la linia de separare a bimetalului aluminiu-cupru; Proprietăţile aliajului Hl6N36MBTIuR, turnat centrifugal; Distribuţia elementelor de aliere în fazele oţelului OH21N5T.

Traitement thermique, nr. 26, 1967: Oţeluri de înaltă rezistenţă; Cuptoare şi tratamente termice sub vid; Oţeluri utilizabile la temperaturi joase: Metale rare şi aliajele lor ca materiale ale tehnicii moderne (titan, uraniu, vanadiu, wolfram, zirconiu); Punerea la punct a unei matriţe de netezire; Fişă tehnică pentru cuptor electric orizontal cu atmosferă controlată.

Nr. 27, 1967: Tratamentul termic al alamelor; Experienţe practice de cementare în gaz obţinut din granule; Oţeluri „maraging", o nouă concepţie în metalurgie; Oţeluri pentru table de cazane şi de aparate sub presiune la cald; Note bibliografice; Fişă tehnică pentru cuptor orizontal cu gaz cu convecţie forţată pentru tratamentul termic al aliajelor de cupru şi aliajelor de aluminiu.

Nr. 28/29, 1967: Cementarea prin încălzire cu inducţie în mediu lichid; Alegerea şi utilizarea băilor de săruri neutre; Îmbunătăţirea superficială prin inducţie a părţilor solicitate de şină şi aparate de cale ferată; Îmbunătăţirea durabilităţii sistemului şurub. piuliţă; Fişă tehnică pentru cuptor cu muflă pentru temperatură înaltă.

GHW reprezintă pentru concernul Demag biroul central de proiectare, livrare, construcţie şi punere în funcţiune a Instalaţiilor de turnătorie.

GHW proiectează modernizarea, mecanizarea şi automatizarea instalaţiilor de turnare existente şi livrează echipamentul necesar.

GHW proiectează şi livrează la cheie instalaţii de turnătorie pînă la punerea lor în funcţiune.

GHW dispune de un număr însemnat de specialişti care pot fi puşi la dispoziţia clienţilor noştri.

GHW are o experienţă îndelungată în domeniul comerţului exterior, livrînd pînă în prezent un număr de 500 instalaţii în peste 24 ţări ale lumii.

GHW pune la dispoziţia clienţilor documentaţii la cerere, pe baza experienţei cîştigate de turnătoriile fruntaşe din R. F. a Germaniei.

GHW construieşte echipamente speciale, cum sînt cubilourile cu aer cald pentru turnătorii, cubilourile cu aer cald pentru oţelăriile cu convertizoare în vederea topirii prealabile a încărcăturii de 100% fier vechi, oale cu instalaţii de vibrare pentru tratarea şarjelor topite, ca, de exemplu: pentru desulfurare, carburare, aliere etc., instalaţii de încărcare comandate manual sau complet automatizate, maşini de turnat blocuri cu productivităţi orare mici şi ridicate.

GHW

Gesellschaft für Hüttenwerksanlagen mbH

Düsseldorf Kaiserswerther Strasse 105
Republica Federală a Germaniei

Programul nostru de fabricaţie prevede:

proiectarea, livrarea, modernizarea, mecanizarea şi automatizarea completă a turnătoriilor pentru turnarea fontei cenuşii, turnarea fontei maleabile, turnarea centrifugă, turnarea oţelului, turnarea de precizie şi turnarea diferitelor metale.

Fabricăm în serie:

Cubilouri cu aer cald pentru turnătorii şi oţelării
Instalaţii de vibrare a oalelor de turnare pentru tratarea metalelor topite.
Utilaje de încărcare pentru cubilouri şi maşini de turnat blocuri.

PUBLICOM

ASUG

Oţel rotund cu suprafaţă de calitate superioară

Acest oţel poate fi obţinut prin utilizarea noii maşini automate de curăţat şi rectificat fără vîrfuri. Prin folosirea unei astfel de maşini pe lîngă instalaţiile de ajustaj în fabricile de tras oţel rotund se realizează, cu o înaltă productivitate, înlăturarea defectelor de suprafaţă ca şi rectificarea la dimensiuni precise a materialului rotund tras, cu diametre între 10 şi 60 mm şi lungimi de 2—8 m. Deplasarea materialului de la intrarea în maşină şi pînă la ieşire se efectuează automat. Sistemul de amplasare a discu rilor abrazive, care este patentat, asigură o produc tivitate optimă de rectificare; viteza de înaintare materialului este reglabilă fără trepte.

Cheltuieli mai reduse de investiţii—productivitat mai mare. Aceste ţeluri pot fi realizate cu nou noastră maşină de curăţat şi rectificat fără vîrfuri. Su numărul A 40/68 vă putem pune la dispoziţie ma terial informativ amănunţit.

VEB SCHWERMASCHINENBAU ERNST TÄLMANN DDR-3011 MAGDEBURG-BUCKAU

INVEST EXPORT

Informaţii puteţi obţine de la:
Ambasada R.D.G. în R.S.R.
Secţia Comercială
T K B Invest-Export
Bucureşti, R. S. România, Calea Dorobanţilor, 14

Deutscher Innen- und Aussenhandel
DDR-108 Berlin, Taubenstrasse 7-9
Telegrame : DIAINVESTA
Telex : 011 2695 diaie dd
REPUBLICA DEMOCRATĂ GERMANĂ

PUBLICOM

COMBINATUL SIDERURGIC
REȘIȚA

- Fontă de afinare:
- Oțeluri carbon și aliate în lingouri pînă la 6,4 t;
- Profile grele, mijlocii și ușoare din oțel carbon; Oțel carbon de calitate și oțeluri aliate;
- Șine pentru cale ferată;
- Bandaje și discuri de cale ferată;
- Zgură granulată de furnal.

E 3280

METALURGIA

3

METALURGIA ● BUCUREȘTI ● ANUL XX ● NR. 3 ● MARTIE 1968

MUNCITORI SI TEHNICIENI,

PRIN SEPARAREA NEFEROASELOR DE FEROASE, PRIN ORGANIZAREA LA LOCUL DE MUNCĂ A STRÎNGERII DEŞEURILOR METALICE PE SORTIMENTE, CONFORM STANDARDELOR, CONTRIBUIŢI LA REALIZAREA UNOR OŢELURI DE CALITATE SUPERIOARĂ. PREDAŢI METALELE VECHI ŞI DEŞEURILE METALICE LA DEPOZITELE ÎNTREPRINDERII PENTRU COLECTAREA METALELOR

KÖZGAZDASÁGOS HÚSZÁRI KÖNYVTÁRES GÖNYVTÁRI ... 1883

METALURGIA

Anul 20 nr. 3 martie 1968

CUPRINS

CILINDRI DE LAMINOR

A doua conferință pe țară în domeniul fabricării și exploatării cilindrilor de laminor 133

Pagu D. și *Mălin V.* : **Influența cochiliei și a condițiilor de răcire asupra calității cilindrilor cu crustă dură** 136

Langer N. și *Mateiaș E.* : **Modificarea fontei destinate cilindrilor de laminor, cu prealiaj nichel-magneziu** 139

Takacs E. și *Gall A.* : **Îmbunătățirea calității cilindrilor din fontă aliată pentru laminoarele de sîrmă și de profile** 141

Lișcan Al. : **Considerații privind îmbunătățirea tehnologiei de fabricație a cilindrilor de laminor la uzinele „Industria sîrmei" — Cîmpia Turzii** . . 142

Clej N. : **Considerații privind durabilitatea în exploatare a cilindrilor de la laminorul de 650 mm de la Combinatul siderurgic — Hunedoara** 144

Ursulescu C. și *Moți M.* : **Comportarea în exploatare a cilindrilor din fontă cu grafit nodular folosiți la liniile de profile mijlocii și mici de la Combinatul siderurgic — Reșița** 147

Lăzăreanu C. : **Comportarea cilindrilor de laminor la Uzina metalurgică „Grivița"** 149

Munteanu P. : **Considerații privind durabilitatea cilindrilor semiduri în exploatare la uzina „Oțelul roșu"** 150

Clej N. : **Durabilitatea în exploatare a cilindrilor din fontă la laminoarele continue de la Combinatul siderurgic — Hunedoara** 151

Moga D., Roșca M. și *Cocan Gh.* : **Durabilitatea cilindrilor de laminor din fontă și oțel la uzinele „Industria sîrmei" — Cîmpia Turzii** 155

Grama C. : **Exploatarea cilindrilor pentru laminoarele de tablă subțire de la Laminorul de tablă de la Galați** 158

Tătaru C. : **Comportarea în exploatare la Uzina de țevi — Roman a cilindrilor calibrori și netezitori** . 161

Toma I. : **Unele observații privind clasificarea cilindrilor de laminor** 162

Cofroni L., Hîrsulescu H., Gall A. și *Crainic I.* : **Experimentări privind turnarea cilindrilor din fontă pentru laminoare de benzi** 164

Cofroni L., Ciora V., Mitrofan A. și *Marghescu M.* : **Considerații privind structura cilindrilor pentru profile din fontă cu grafit nodular** 167

Langer N. : **Influența vitezei de turnare a cilindrilor de laminor asupra formării suflurilor și picăturilor reci** 171

Cofroni L. : **Tendințe pe plan mondial privind criteriile de alegere a cilindrilor de laminor (1. Cilindri pentru benzi)** 175

Mitrofan A. și *Marghescu M.* : **Considerații privind turnarea cilindrilor de laminor tip Morgoil pentru liniile de sîrmă și profile mici** 179

ORGANIZAREA ȘTIINȚIFICĂ A PRODUCȚIEI

Ocu T. : **Organizarea științifică a producției și a muncii în întreprinderile M.I.M** 182

IN ISTORIA METALURGIEI

Ocu N. : **Dezvoltarea metalurgiei pe teritoriul țării noastre în epoca fierului** 185

TORMĂRI 191

COMITETUL DE REDACȚIE

M. ALEXANDRU, C. DRAGOMIR, T. DUMITRESCU, C. HERTL, G. ILIN, N. MURGULEȚ, I. NIȚĂ, P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, MARIA ROȘIANU, D. STĂNESCU, N. SÎRBU, L. SOFRONI, A. ȘERBAN, CL. ȘTEFĂNESCU, I. TRIPȘA, T. ȚĂCU, P. WECHSLER

Redactor responsabil: L. SOFRONI

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurg și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Re blica Socialistă România — Redacția și administrația, București, S Academiei 7, Sectorul 1. Telefon: 13.09.25. Revista este edit de M.I.M. Abonamentele se primesc la Administrația revis Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabine tehnice în contul nostru de virament: 022001 B.N. a Republ Socialiste România — Filiala Sectorul 1. M.I.M. — Oficiul documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru înt prinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni și in neri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întrep derea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc. c. 6

Taxele poștale plătite numerar conform aprobării D. G. P. nr. 60/426/966

42 40

SOMMAIRE

CD 621.771.07 : 621.746

Pagu D. et *Mălin V.* : **L'influence de la coquille et des conditions de refroidissement sur la qualité des cylindres à croûte dure.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 136–138

CD 621.771.07 :669.131.622

Langer N. et *Mateiaș E.* : **La modification de la fonte destinée aux cylindres de laminoir, à l'aide d'un préalliage nickel-magnésium.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 139–140

CD 621.771.252.07 : 669.15–196

Takacs E. et *Gall A.* : **L'amélioration de la qualité des cylindres en fonte alliée pour laminoirs à fils métalliques et à profilés.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 141

D 621.771.07

Hișcan Al. : **Considerations sur l'amélioration de la tehnologie de fabrication des cylindres de laminor, réalisée aux usines „Industria sîrmei" de Cîmpia Turzii.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 142–143

D 621.771.07 : 539.538

Ilej N. : **Considérations sur l'endurance dans l'exploitation des cylindres du laminor de 650 mm installé au Combinat sidérurgique de Hunedoara.**

etalurgia 20(1968), nr. 3, p. 144–146

) 621.771.252.07 : 669.131.7

Hrsulescu C. et *Moți M.* : **Le comportement dans l'exploitation des cylindres en fonte au graphite sphéroidal, utilisés dans les lingnes technologiques de profilés moyens et petits au Combinat sidérurgique de Reșița.**

talurgia 20(1968), nr. 3, p. 147–148

621.771.2.07

Hizăreanu C. : **Le comportement des cylindres de laminoir à l'usine métallurgique „Griviția".**

alurgia 20(1968), nr. 3, p. 149

621.771.2.07 :539.538

Hunteanu P. : **Considérations sur l'endurance dans l'exploitation des cylindres demi-durs à l'usine „Oțelul roșu".**

alurgia 20(1968), nr. 3, p. 150

612.771.2.07 : 539.538

Hej N. : **L'endurance dans l'exploitation des cylindres en fonte des laminoires continus au Combinat sidérurgique de Hunedoara.**

alurgia 20(1968), nr. 3, p. 151–155

621.771.2.07. : 539.538

Hga D., Roșca M. et *Cocan Gh.* : **L'endurance des cylindres en fonte et acier, de laminoir, aux usines „Industria sîrmei" de Cîmpia Turzii.**

lurgia 20(1968), nr. 3, p. 155–157

621.771.23.07

Hma C. : **L'endurance des cylindres pour laminoir à tôles minces du laminoir à tôles installé à Galatzi.**

621.771.28.07

lurgia 20(1968), nr. 3, p. 158–160

Hru C. : **Le comportement dans l'exploitation, à l'Usine de tubes de Roman, des cylindres calibreurs et polisseurs.**

urgia 20(1968), nr. 3, p. 161

21.771.2.07

Ha I. : **Quelques observations sur la classification des cylindres de laminoir.**

urgia 20(1968), nr. 3, p. 162–163

21.771.237.07 : 621.746

Hni L., Hirsulescu H., Gall A. et *Crainic I.* : **Expériences sur la coulée des cylindres en fonte pour les laminoirs bandes.**

urgia 20(1968), nr. 3, p. 164–167

CD 621.771.26.07 : 621.746

Sofroni L., Ciora V., Mitrofan A. et *Marghescu M.*: **Considérations sur la structure des cylindres pour les profilés, en fonte au graphite sphéroïdal.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 167–171

CD 621.771.2.07 : 621.746.019

Langer N.: **L'influence de la vitesse de la coulée des cylindres de laminoir sur la formation des soufflures et des goutte froides.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 171–175

CD 621.771.237.07

Sofroni L.: **Tendances, sur le plan mondial, concernant le critères du choix des cylindres de laminoir (1. Cylindre pour bandes).**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 175–178

CD 621.771.252.07

Mitrofan A. et *Marghescu M.*: **Considérations sur la coulé des cylindres de laminoir type Morgoil pour fils métalliqu et petits profilés.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 179–182

CD 669.1.013.5 : 338.062.4

Ţecu T.: **L'organisation scientifique de la production et travail dans les entreprises subordonnées au Ministère l'Industrie Métallurgique.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 182–185

CD 669(498)

Geru N.: **Le développement de la métallurgie sur le territo roumain à l'époque du fer.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 185–190

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 621.771.07 : 621.746

Пагу Д., Мэлин В.: **Влияние кокиля и условий ох ждения на качество валков с твердой коркой**

Metalurgia 20 (1968), Но. 3, стр. 136–138

ДК 621.771.07 : 669.131.622

Лангер Н., Матеяш Е.: **Модифицирование никел магниевой лигатурой чугуна, предназначени для прокатных валков**

Metalurgia 20(1968), Но. 3, стр. 139–140

ДК 621.771.252.07 : 669.15–196

Такач Е., Галл А.: **Повышение качества валков легированного чугуна для проволочных и со вых прокатных станов**

Metalurgia 20(1968), Но. 3, стр. 141

ДК 621.771.07

Лишкан А.: **Соображения, касающиеся улучшения нологии производства прокатных валков на за „Индустрия Сырмей" — Кымпия Турзий**

Metalurgia 20(1968), Но. 3, стр. 142–143

ДК 621.771.07 : 539.538

Клеж Н.: **Соображения, касающиеся износостойк в эксплуатации валков прокатного стана 65 Металлургическом Комбинате Хунедоара**

Metalurgia 20(1968), Но. 3, стр. 144–146

ДК 621.771.252.07 : 669.131.7

Урсулеску Е., Моци М.: **Поведение в эксплуат валков из чугуна со сфероидальным граф на средне- и мелкосортных прокатных линиях таллургического Комбината Решица**

Metalurgia 20(1968), Но. 3, стр. 147–148

ДК 621.771.2.07

Лэзэряну К.: **Поведение прокатных валков на м лургическом заводе „Гривица"**

Metalurgia 20(1968), Но. 3, стр. 149

ДК 621.771.2.07 : 539.538

Мунтяну П.: **Соображения, касающиеся износостойкости полутвердых вадков, находящихся в эксплуатации на заводе „Оцелул Рошу"**

Metalurgia 20(1968), No. 3, стр. 150

ДК 621.771.2.07 : 539.538

Клеж Н.: **Износостойкость в эксплуатации валков непрерывных прокатных станов Металлургического Комбината Хунедоара**

Metalurgia 20(1968), No. 3, стр. 151–155

ДК 621.771.2.07 : 539.538

Мога Д., Рошка М., Кокан Г.: **Износостойкость прокатных чугунных и стальных валков на заводе „Индустрия Сырмей" — Кымпия Турзий**

Metalurgia 20(1968), No. 3, стр. 155–157

ДК 621.771.23.07

Грама К.: **Эксплуатация валков для тонколистовых станов, на листопрокатном стане Металлургического Комбината Галац**

Metalurgia 20(1968) No. 3, стр. 158–169

ДК 621.771.28.07

Тэтару К.: **Поведение в эксплуатации калибровочных и правильных валков трубопрокатного завода Роман**

Metalurgia 20(1968), No. 3, стр. 161

ДК 621.771.2.07

Тома И.: **Некоторые замечания относительно классификации прокатных валков**

Metalurgia 20(1968), No. 3, стр. 162–163

ДК 621.771.237.07 : 621.746

Софрони Л., Хырсулеску М., Галл А., Крайник И.: **Испытания по отливке чугунных валков для ленточных прокатных станов**

Metalurgia 20(1968), No. 3, стр. 164–167

ДК 621.771.26.07 : 621.746

Софрони Л., Чора Н., Митрофан А., Маргеску М.: **Соображения, касающиеся отливки сортопрокатных валков из сферокидального чугуна**

Metalurgia 20(1968), No. 3, стр. 167–171

ДК 621.771.2.07 : 621.746.019

Лангер Н.: **Влияние скорости отливки прокатных валков на образозование газовых раковин и корольков**

Metalurgia 20(1968), No. 3, стр. 171–175

ДК 621.771.237.07

СофрониЛ.: **Стремления в мировом масштабе в отношении критериев выбора прокатных валков**

Metalurgia 20(1968), No. 3, стр. 175–178

ДК 621.771.252.07

Митрофан А., Маргеску М.: **Соображения, касающиеся отливки валков типа Моргоил для проволочных и мелкосортных прокатных линий**

Metalurgia 20(1968), No. 3, стр. 179–182

ДК 669.1.013.5 : 338.062.4

Цеку Т.: **Научная организация производства и труда в предприятиях Министерства Металлургической Промышленности**

Metalurgia 20(1968), No. 3, стр. 182–185

ДД 669(498)

Джеру Н.: **Развитие металлургии на территории нашей страны в железном веке**

Metalurgia 20(1968), No. 3, стр. 185–190

INHALTSVERZEICHNIS

DK 621.771.07 : 621.746

Pagu D. und *Mălin V.*: **Einfluss der Gusschale und der Kühlungsbedingungen auf die Qualität der hartrindigen Walzen.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 136–138

DK 621.771.07 : 669.131.622

Langer N. und *Mateiaş E.*: **Walzguss Abänderung durch Nickel-Magnesium Vorlegierung.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p 139–140

DK 621.771.252.07 : 669.15–196

Takács E. und *Gall A.*: **Qualitätsverbesserung der legierten Walzen für Draht-und Profilwalzwerke.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 141

DK 621.771.07

Lişcan Al.: **Berücksichtigungen über Erzeugungstechnologieverbesserung für Walzen des Werkes „Industria Sîrmei" — Cîmpia Turzii.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 142–143

DK 621.771.07 : 539.538

Clej N.: **Berücksichtigungen über Betriebsbeständigkeit der Walzen für die 650 Strasse im Hüttenwerk Hunedoara.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 144–146

DK 621.771.252.07 : 669.131.7

Ursulescu C. und *Moţi M.*: **Betriebsverbsverhalten der Gusswalzen mit Sphäroidalgraphit für Mittel—und Feineisenstrasse im Hüttenwerk Reşiţa.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 147–148

DK 621.771.2.07

Lăzăreanu C.: **Verhalten der Walzen im metallurgischen Werk „Griviţa".**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 149

DK 621.771.2.07 : 539.538

Munteanu P.: **Betrachtungen über Betriebsbeständigkeit der halbharten Walzen des Werkes „Oţelul Roşu".**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 150

DK 621.771.2.07 : 539.538

Clej N.: **Betriebsbeständigkeit der Giesswalzen im Konti-Walzwerk Hunedoara.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 151–155

DK 621.771.2.07 : 539.538

Moga D., Roşca M. und *Cocan Gh.*: **Beständigkeit der Stahl und Eisenwalzen des Werkes „Industria Sîrmei" — Cîmpia Turzii.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 155–157

DK 621.771.23.07

Grama C.: **Betrieb der Feinblechwalzen in der Blechstrasse Galaţi.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 158–160

DK 621.771.28.07

Tătaru C.: **Betriebsverhalten der im Rohrwerk Roman verwendeten Kaliber — und Dressierwalzen.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 161

DK 621.771.2.07

Toma I.: **Einige Betrahtungen über Walzenklassifikation**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 162–163

DK 621.771.237.07 : 621.746

Sofroni L., Hîrsulescu H., Gall A. und *Crainic I.*: **Giessversuche für Roheisenwalzen der Bandwalzwerke.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 164–167

DK 621.771.26.07 : 621.746

Sofroni L., Ciora N., Mitrofan A. und *Marghescu M.*: **Berücksichtigungen über Walzen aus Roheisenguss m Sphäroidalgraphit für Profilwalzwerke.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3 p. 167–171

DK 621.771.2.07 : 621.746.019

Langer N.: **Einfluss der Walzengiessgeschwindigkeit auf Kaltfleckund Blasenbildung.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 171–175

DK 621.771.237.07

Sofroni L.: **Weltrichtungen betreffs Walzenwahlkriterien (1. Walzen für Bandstrassen).**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 175–178

DK 621.771.252.07

Mitrofan A. und *Marghescu M.*: **Berücksichtigungen über Guss von Morgoil-Walzen für Draht — und Feineisenstrassen.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 179–182

DK 669.1.013.5. : 338.062.4

Ţecu T.: **Wissenschaftliche Produktions — und Arbeitsorganisierung in Werken des Metallurgie-Ministeriums.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3. p. 182–185

DK 669 (498)

Geru N.: **Entwicklung der Metallurgie in Rumänien im Eisenalter.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 185–190

CONTENTS

DC 621.771.07 : 621.746

Pagu D. and *Mălin V.*: **Influence of chill and cooling conditions on quality of hard-skin rolls.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 136–138

DC 621.771.07 : 669.131.622

Langer N. and *Maleiaş E.*: **Roll casting inoculation with nickel magnesium prealloy.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 139–140

DC 621.771.252.07 : 669.15–196

Takács E. and *Gall A.*: **Improvement of alloyed roll quality for wire and shape mills.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 141

DC 621.771.07

Lişcan Al.: **Considerations regarding manufacturing technology improvement for rolls in Metallurgical Works „Industria Sîrmei" — Cîmpia Turzii.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 142–143

DC 621.771.07 : 539.538

Clej N.: **Considerations regarding working durability of 650 mill rolls in Steel Plant Hunedoara.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 144–146

DC 621.771.252.07 : 669.131.7

Ursulescu C. and *Moţi M.*: **Running behaviour of cast rolls with spheroidal graphite for medium and light shape line in Steel Plant Reşiţa.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p 147–148

DC 621.771.2.07

Căzăreanu C.: **Roll behaviour in Mettallurgical Works „Griviţa".**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 149

DC 621.771.2.07 : 539.538

Munteanu P.: **Considerations regarding half-hard roll running life in works „Oţelul Roşu".**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 150

621.771.2.07. : 539.538

Clej N.: **Running durability of cast rolls in continuous rolling mills life in Works „ Oţelul Roşu".**

Metalurgia 20(1968), nr. 3 p. 151–155

621.771.2.07 : 539.538

Boga D., Roşca M. and *Cocan Gh.*: **Durability of iron steel in Metallurgical Works „Industria Sîrmei" — Cîmpia Turzii.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 155–157

621.771.23.07

Duma C.: **Operating thin sheet mill rolls in sheet-line Galaţi.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 158–160

DC 621.771.28.07

Tătaru C. : **Behaviour in tube-works Roman of caliber and skin rolls.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 161

DC 621.771.2.07

Toma I. : **Some observations regarding roll clasification**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 162–163

DC 621.771.237.07 : 621.746

Sofroni L., Hîrsulescu H., Gall A. and *Crainic I.*: **Experiment regarding iron roll casting for strips mills.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 164–167

DC 621.771.26.07 : 621.746

Sofroni L., Ciora N., Mitrofan A. and *Marghescu M.* : **Consi derations regarding roll from cast iron with spheroida graphite.**

Metalurgia 20(1938), nr. 3, p. 167–171

DC 621.771.26.07. : 621.746

Langer N. : **Influence of roll casting speed on blister an cold spot building.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 171–175

DC 621.771.237.07

Sofroni L. : **World tendences regarding roll choosing criter (1. Rolls for stripe mills).**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 175–178

DC 621.771.252.07

Mitrofan A. and *Marghescu M.* : **Considerations regardi Morgoil roll casting for wire and light shape lines.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 179–182

DC 669.1.013.5 : 338.062.4

Țecu T. : **Scientific production and labour organisation plants dependent upon the Ministry of Metallurgy.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 182–185

DC 669(498)

Geru N. : **Development of Rumanian metallurgy in t Iron Age.**

Metalurgia 20(1968), nr. 3, p. 185–190

OSZTÁLYOS MŰSZAKI DOKUMENTÁCIÓS 1883

METALURGIA

ANUL 20
Nr. 3
MARTIE
1968
BUCUREȘTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR ȘI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

CILINDRI DE LAMINOR

A doua conferință pe țară în domeniul fabricării și exploatării cilindrilor de laminor

În zilele de 19 și 20 iulie a.c. a avut loc la uzina „Oțelul roșu" o sesiune tehnico-științifică cu tema „Îmbunătățirea calității cilindrilor de laminor din fontă", organizată de Ministerul Industriei Metalurgice, în colaborare cu Consiliul Național al Inginerilor și Tehnicienilor.

La sesiune au luat parte specialiști din Direcția generală siderurgică, Direcția generală de țevi, de la ICEM, IPL, precum și de la uzinele producătoare și consumatoare de cilindri : „Oțelul-roșu", „Victoria" — Călan, Vlahița, C.S.R., C.S.H., U.L.T.G., „Laminorul" — Brăila, I.S.C.T., Uzina de țevi — Roman, Uzina de mașini grele — București, Uzina metalurgică — Griviția. Au participat, de asemenea, reprezentantul Biroului Executiv al Uniunii Sindicatelor pe ramură, precum și activiști de partid și de sindicat din orașul și din uzina „Oțelul roșu".

În total au participat circa 80 de persoane, în afară de un număr de 40—50 studenți ai institutelor politehnice de la Timișoara și București, împreună cu personalul didactic respectiv, care se găseau la practică la uzina „Oțelul roșu".

S-au prezentat 18 comunicări științifice cu privire la fabricarea și exploatarea cilindrilor :

— „Turnarea cilindrilor extraduri pentru benzi" (L. Sofroni, C. Cosneanu și M. Hîrsulescu — ICEM ; A. Gall și I. Crainic — uzina Vlahița).

— „Considerații privind condițiile structurale la cilindrii din fontă pentru obținerea de proprietăți superioare în stadiul actual al procesului de fabricație" (I. Toma — uzina „Oțelul roșu").

— „Considerații privind durabilitatea în exploatare a cilindrilor semiduri și extraduri, din import și din țară, la laminoarele continue de la C.S.H." (N. Clej, S. Samoilescu, M. Curcubătă și A. Lupu — C.S. — Hunedoara).

— „Durabilitatea cilindrilor semiduri și duri, în exploatare la uzina „Oțelul roșu" și C.S.H." (P. Munteanu — uzina „Oțelul roșu").

— „Considerații privind structura cilindrilor pentru profile, turnați din fontă cu grafit nodular (L. Sofroni, V. Ciora — ICEM ; A. Mitrofan și M. Marghescu — uzina „Victoria" — Călan).

— „Considerații privind durabilitatea în exploatare a cilindrilor de la laminorul C.S.H." (N. Clej, S. Samoilescu și Gh. Martinescu — C.S. — Hunedoara).

— „Turnarea cilindrilor de laminor pentru C.S.R., șină T 40 și T 49 la uzina Victoria — Călan" (M. Marghescu — „Victoria" — Călan).

— „Considerații privind durabilitatea în exploatare a cilindrilor pentru laminoarele de tablă subțire la Laminorul de tablă — Galați" (C. Grama — Uzina de tablă — Galați).

— „Influența grosimii cochiliei asupra calității cilindrilor de laminor" (D. Pagu — „Oțelul roșu").

— „Turnarea cilindrilor pentru laminoarele de sîrmă la uzina Vlahița" (A. Gall — Uzina de fier — Vlahița).

— „Durabilitatea cilindrilor de laminor din fontă și oțel și influența calității acestora asupra indicilor de utilizare realizați la Industria sîrmei — Cîmpia Turzii" (Gh. Cocan — I.S.C.T.).

— „Comportarea în exploatare a cilindrilor semiduri din fontă cu grafit nodular, folosiți la liniile de profile mijlocii și ușoare de la Combinatul siderurgic — Reșița (M. Moți — C.S.R.).

— „Durabilitatea în exploatarea cilindrilor pentru țevi la Uzina de țevi — Roman" (I. Tătaru — Uzina de țevi — Roman).

— „Studii privind apariția picăturilor reci la elaborarea cilindrilor cu crustă dură și semidură" (N. Langer — U.O.R.).

— „Modificarea cu prealiaj Ni—Mg a fontei destinate turnării cilindrilor de laminor" (N. Langer — U.O.R.).

— „Comportatea cilindrilor de laminor la U.M.G." (C. Lăzăreanu — U.M.G.).

— „Aspecte ale îmbunătățirii tehnologiei de fabricare a cilindrilor de laminor la I.S.C.T. și posibilitățile aplicării unor metode noi pentru mărirea durabilității acestora" (A. Lișcan — I.S.C.T.).

— „Tendințe pe plan mondial privind criteriile de alegere a cilindrilor de laminor " (L. Sofroni — ICEM).

Pe marginea referatelor s-au purtat discuții la care au luat parte : ing. G. Custură, dr. ing.

L. Sofroni (ICEM), dr. ing. C. Cosneanu (ICEM), ing. M. Hîrsulescu (ICEM), ing. S. Samoilescu (C.S.H.), ing. P. Munteanu (U.O.R.), ing. E. Joleaşcu (U.M.B.), ing. M. Curcubătă (C.S.H.), ing. I. Toma (U.O.R.), ing. D. Derla (I.P.L.), ing. A. Ardeleanu (uzina „Oţelul roşu").

Referatele „Studii privind apariţia picăturilor reci la elaborarea cilindrilor cu crustă dură şi semidură", precum şi „Modificarea cu prealiaj Ni—Mg a fontei destinate turnării cilindrilor de laminor" (N. Langer şi E. Mateiaş), au fost exemplificate cu două filme. În după amiaza zilei de 19 iulie s-a organizat o vizită la uzina „Oţelul roşu" .

În încheierea lucrărilor sesiunii au luat cuvîntul tov. Gheorghe, din partea Biroului Executiv al Uniunii Sindicatelor, care a scos în evidenţă nivelul ridicat al referatelor prezentate şi al discuţiilor purtate, tov. dr. ing. L. Sofroni (ICEM), care a făcut o sinteză a rezultatelor obţinute de la ultima sesiune referitoare la cilindri şi a propunerilor prezentate în sesiunea actuală, precum şi tov. ing. G. Custură din M.I.M — D.G.S. care a accentuat în special sarcinile care stau în momentul actual în faţa turnătorilor de cilindri şi a celor care utilizează cilindri de laminor.

Din referate şi discuţii a reieşit că, în perioada care a trecut de la prima conferinţă pe ţară în domeniul fabricării şi exploatării cilindrilor de laminor (iunie, 1963), colectivele de ingineri din uzine şi din institute de cercetări (de la fostul Centru de cercetări metalurgice al Academiei şi de la Institutul de cercetări metalurgice) au obţinut o serie de rezultate pozitive pe linia îmbunătăţirii calităţii cilindrilor, a asimilării tehnologiei de fabricaţie a unor sorturi noi de cilindri, a reducerii importului de cilindri.

Dintre aceste realizări se pot scoate în evidenţă următoarele :

— asimilarea fabricaţiei cilindrilor duri indefiniţi şi semiduri pentru ţevi care se utilizează la Uzina de ţevi — Roman ;

— asimilarea fabricaţiei cilindrilor (rolelor) din oţel şi fontă pentru Uzina metalurgică — Iaşi ;

— înlocuirea parţială a cilindrilor din oţel la cajele finisoare de la laminoarele de profile ale C.S.R., obţinîndu-se o creştere foarte mare a durabilităţii în exploatarea cilindrilor ;

— asimilarea fabricaţiei cilindrilor semiduri din fontă cu grafit nodular pentru liniile continue de la C.S.R. şi înlocuirea parţială a importului ;

— asimilarea fabricaţiei cilindrilor semiduri pentru laminorul de 650 de la C.S.H. şi înlocuirea aproape completă a importului ;

— asimilarea fabricaţiei cilindrilor finisori din fontă dură pentru liniile continue de sîrmă şi de profile uşoare de la C.S.H. şi înlocuirea importului ;

— îmbunătăţirea calităţii cilindrilor pentru tablă ;

— înlocuirea cilindrilor superiori din oţel forjat la cajele trio de la liniile mecanizate de tablă subţire de la U.L.T.G. ;

— înlocuirea cilindrilor din oţel la laminorul de profile de la uzina „Oţelul roşu" cu cilindri din fontă cu grafit nodular ;

— înlocuirea cilindrilor din oţel la laminorul de benzi de la uzina „Oţelul roşu" cu cilindri din fontă cu grafit nodular ;

— elaborarea şi asimilarea de către U.V.C. a tehnologiei de turnare a cilindrilor pentru profile mari (şine) din fontă cu grafit lamelar îmbunătăţită (o calitate superioară de fontă semidură „Mildhard") ;

— asimilarea fabricaţiei prealiajelor Ni—Mg, Ni—Fe—Mg şi Ni—Cr—Mg, pentru modificarea, în condiţii optime, a fontei destinate turnării cilindrilor din fontă cu grafit nodular. Centralizarea fabricaţiei acestor prealiaje la Fabrica de ţevi — Roman ;

— asimilarea tehnologiei de turnare a cilindrilor profilaţi din fontă la Uzina de fier — Vlahiţa ;

— precizarea şi dezvoltarea cunoştinţelor privind formarea picăturilor reci la turnarea cilindrilor, influenţa numărului de refolosiri ale cochiliei asupra calităţii cilindrilor de tablă, posibilitatea fabricării cilindrilor indefiniţi din fontă cu grafit nodular, corelaţia dintre uniformitatea structurii şi rezistenţa la uzură.

Ca urmare a eforturilor comune ale specialiştilor de la ICEM şi din uzine, în perioada 1964—1967, importul de cilindri s-a micşorat de circa 10 ori.

La consfătuire au fost făcute următoarele propuneri :

— studierea posibilităţii înlocuirii cilindrilor din oţel forjat şi oţel turnat de la cajele degrosisoare cu cilindri din fontă cu grafit nodular, ţinînd seama de proprietăţile mecanice ridicate care pot fi obţinute la acestea din urmă ;

— studierea posibilităţii înlocuirii cilindrilor din oţel forjat sau din oţel turnat aliat cu cilindri din oţel grafitat cu un grad mai scăzut de aliere ;

— asimilarea în ţară a fabricaţiei cilindrilor din oţel aliat (de tip „Adamit") ;

— asimilarea în ţară a fabricaţiei cilindrilor profilaţi (profile obţinute din turnare) ;

— studierea influenţei grosimii cochiliei asupra calităţii tăbliei cilindrilor destinaţi laminoarelor de tablă ;

— revizuirea caietelor de sarcini existente, care stabilesc condiţiile de fabricare a cilindrilor pentru profile, sîrmă şi benzi, de la laminoarele C.S.H., în vederea diferenţierii proprietăţilor şi structurii, în funcţie de condiţiile concrete de lucru (profile mici, mijlocii, mari, benzi) ;

— prelucrarea statistico-matematică a datelor privind durabilitatea cilindrilor în exploatare, prin antrenarea specialiştilor matematicieni ;

— analizarea situației mondiale în vederea stabilirii criteriilor științifice de alegere și de folosire a cilindrilor de laminor;

— elaborarea unor criterii îmbunătățite de alegere a calității fontelor și oțelurilor pentru cilindri, care să țină seamă nu numai de compoziția chimică și de duritatea cilindrilor la suprafața de lucru, ci și de variația acestora pe secțiunea cilindrilor, de granulația aliajului, de uniformitatea structurii;

— stabilirea unor măsuri concrete de îmbunătățire a condițiilor de exploatare a cilindrilor;

— stabilirea și folosirea unor metode adecvate de detensionare a cilindrilor de laminor, în general, și mai ales a celor pentru tablă;

— dotarea uzinelor cu utilaje moderne de prelucrare a cilindrilor duri și extraduri;

— construirea unei uzine mari, specializată în fabricarea de cilindri;

— mărirea numărului de traduceri și de lucrări privind fabricarea și exploatarea cilindrilor de laminor. În prezent lipsește o lucrare românească în acest domeniu;

— organizarea unor schimburi de experiență în țară și în străinătate în domeniul fabricării și al exploatării cilindrilor de laminor;

— studierea posibilităților organizării exportului de cilindri.

Referatele și discuțiile au scos în evidență și o serie de lipsuri legate de fabricarea cilindrilor de laminor:

— rezistență scăzută la uzură la cilindrii din fontă semidură utilizată la laminorul 650 de la C.S.H.;

— consum ridicat de cilindri la liniile continue de la C.S.H., la laminoarele de tablă subțire de la uzina „Ciocanul", la laminorul 4 U.L.TG., la laminoarele de sîrmă I.S.C.T., la laminorul de profile ușoare de la U.O.R;

— import încă ridicat de cilindri.

În urma discuțiilor și propunerilor făcute, s-a stabilit un plan de acțiune.

Principalele puncte ale planului de acțiune sînt următoarele:

1. Uzina de mașini grele — București va trebui să pună la punct tehnologia de forjare și de tratament termic pentru:

— cilindrii calitatea OT 55 pentru liniile 650, 800 și blumingul 1 000 de la C.S.H.;

— cilindrii aliați cu crom și molibden pentru liniile continue de sîrmă, profile ușoare și profile mijlocii (cajele 1—4) de la C.S.H.;

— cilindrii experimentali Ø 700 × 1 300 ai cajelor degrosisoare duco de la laminorul 4 de tablă subțire U.L.T.G;

— cilindrii pentru laminorul bluming 1 300 de la C.S.H. și slebingul de la C.S.G. și cilindrii perforatori pentru Uzina de țevi — Roman;

2. U.M.G.B. și U.C.M.R. să pună la punct tehnologia de elaborare și tratament termic pentru:

— cilindrii din oțel aliat cu crom și molibden cu rezistență la tracțiune de minimum 95 kgf/mm² pentru linia continuă de semifabricate de la C.S.H.;

— cilindrii din oțel aliat cu crom și molibden pentru caja verticală de la laminorul de tablă groasă de la C.S. — Galați;

— cilindrii aliați cu crom și nichel pentru cajele degrosisoare trio de la liniile de tablă subțire de la U.L.T.G.;

3. U.M.G.B. în colaborare cu ICEM să pună la punct tehnologia de turnare și de tratament termic pentru:

— cilindrii din oțel cu carbon ridicat de tip Adamit pentru linia continuă de profile mijlocii și benzi de la C.S.H.;

— cilindrii din oțel special, trenurile 3—4, cajele 9—14, de la linia continuă de profile mijlocii, profilele U și I de la C.S.H.;

— cilindrii de sprijin din oțel aliat cu crom și molibden pentru cajele degrosisoare și finisoare ale laminorului de tablă groasă de la C.S. — Galați.

4. Uzinele „Oțelul roșu", Vlahița, U.L.T.G. și „Ciocanul" vor crea stocuri de cilindri din fontă pentru detensionarea lor în bune condiții.

5. Uzina „Oțelul roșu", în colaborare cu ICEM, să continue experimentările pentru îmbunătățirea tehnologiei de fabricație a cilindrilor din fontă tratată cu magneziu.

6. Uzina „Oțelul roșu", în colaborare cu ICEM, să stabilească tehnologia de turnare a cilindrilor dresori și polizori extraduri pentru tablă subțire de la U.L.T.G și uzina „Ciocanul" în vederea eliminării importului.

7. U.M.G.B., în colaborare cu ICEM, să stabilească tehnologia de turnare a cilindrilor de lucru din fontă cu crustă dură pentru caja finisoare a laminorului de tablă groasă de la C.S.G. și să facă experimentări pentru înlocuirea cilindrilor de lucru din oțel forjat îmbunătățit, de la caja degrosisoare, cu cilindri din fontă cu crustă dură, în vederea eliminării importului.

8. Uzina Vlahița, în colaborare cu ICEM, să pună la punct tehnologia de turnare a cilindrilor din fontă cu crustă extradură pentru linia continuă de benzi de la C.S.R.

9. Uzina Vlahița să definitiveze tehnologia de fabricație a cilindrilor din fontă cu crustă dură pentru liniile continue de sîrmă și profile ușoare de la C.S.H. Pentru aceasta este necesară dotarea uzinei Vlahița cu două strunguri Ø 800 × 3 000 mm.

10. Uzina „Victoria" — Călan, în colaborare cu ICEM, să definitiveze tehnologia de turnare a cilindrilor semiduri din fontă tratată cu magneziu pentru liniile continue de sîrmă, profile ușoare și mijlocii, în vederea îmbunătățirii caracteristicilor.

11. Uzina „Victoria" — Călan, în colaborare cu ICEM, să continue experimentările pentru

înlocuirea cu cilindri semiduri din fontă tratată cu magneziu a cilindrilor din oţel special turnat din import pentru laminarea profilelor U şi I la trenul finisor de la linia continuă de profile mijlocii de la C.S.H.

12. Uzina „Victoria" — Călan, în colaborare cu ICEM, să stabilească tehnologia de fabricaţie a cilindrilor semiduri din fontă tratată cu magneziu, în vederea înlocuirii cilindrilor din oţel de la cajele finisoare ale liniei de profile mijlocii de la C.S.R.

13. Uzina „Victoria" — Călan, în colaborare cu ICEM, să pună la punct tehnologia de fabricare a cilindrilor semiduri din fontă tratată cu magneziu pentru linia 650 de la C.S.H.

14. C.S.H. să extindă utilizarea cilindrilor semiduri din fontă tratată cu magneziu la cajele 8, 9 şi 10 de la linia continuă de semifabricate în vederea înlocuirii complete a cilindrilor din oţel forjat de import.

15. U.M.G.B., în colaborare cu ICEM, să stabilească tehnologia de turnare a cilindrilor semiduri din fontă tratată cu magneziu pentru linia de 800 de la C.S.H. şi pentru caja duo de la uzina de ţevi — Roman.

16. Uzinele producătoare şi cele consumatoare de cilindri să reorganizeze colectivele pentru cilindri.

17. Uzinele consumatoare de cilindri să revizuiască calibrajele cilindrilor, în vederea îmbunătăţirii calităţii laminatelor şi a reducerii consumului specific de cilindri.

18. Uzinele producătoare de tablă subţire să analizeze cauzele ruperii cilindrilor sau ale scoaterii premature din exploatare la cajele duo de la laminoarele de tablă subţire şi să stabilească măsurile de remediere.

19. Uzinele consumatoare de cilindri să întocmească fişe complete, cu toate datele privind comportarea cilindrilor în exploatare şi să le transmită la uzinele producătoare în maximum 15 zile de la scoaterea cilindrilor din uz.

20. Uzinele producătoare şi cele consumatoare de cilindri să informeze trimestrial M.I.M. — D.G.S. asupra stadiului realizării sarcinilor şi a rezultatelor obţinute.

21. O.R.T.E.E. din M.I.M. să organizeze schimburi de experienţă cu uzinele producătoare de cilindri din străinătate.

22. ICEM să organizeze publicarea, în revista „Metalurgia", a lucrărilor prezentate la această sesiune.

23. M.I.M. — D.G.S. să organizeze un colectiv pentru urmărirea realizării acestui plan de acţiune.

Ing. *M. Hîrsulescu*

CZ 621.771.2 – 434.1 :621.746.62

Influenţa cochiliei şi a condiţiilor de răcire asupra calităţii cilindrilor cu crustă dură

Ing. D. PAGU şi ing. V. MĂLIN
Uzina „Oţelul roşu"

Calitatea cilindrilor cu crustă dură, folosiţi la laminarea la cald a tablelor subţiri şi foarte subţiri, este determinată de următorii factori: duritatea crustei dure, rezistenţa zonei centrale, a fusurilor şi treflelor, precum şi grosimea zonei de tranziţie. Asigurarea durităţii şi a proprietăţilor fizico-mecanice corespunzătoare este condiţionată de o serie de factori tehnologici: compoziţia încărcăturii, temperatura la elaborare şi turnare, calitatea şi dimensiunile cochiliilor, turnarea în formă şi compoziţia chimică a topiturii.

Pe linia îmbunătăţirii calităţii cilindrilor din fontă, atenţia specialiştilor de la uzina „Oţelul roşu" s-a îndreptat îndeosebi spre alierea fontei cu unul sau mai multe elemente din seria: Cr, Mo, Ni, V etc. Această metodă duce la o mărire a preţului de cost şi la folosirea unor aliaje deficitare ceea ce, în majoritatea cazurilor, limitează aplicarea ei pe o scară largă.

De asemenea, s-au făcut cercetări privind variaţia structurii şi durităţii în adîncime pe probe tehnologice, pentru controlul gradului de albire a fontei pentru cilindri, în funcţie de componenţa încărcăturii şi de compoziţia chimică a fontei brute. Toate aceste încercări şi cercetări au permis stabilirea unei corelaţii strînse între compoziţia chimică a fontelor şi grosimea crustei dure a cilindrilor. S-a reuşit, în ultimii ani, să se mărească continuu duritatea tăbliei cilindrilor, să se asigure o crustă dură suficient de groasă şi deci să se mărească durabilitatea şi rezistenţa la uzură a cilindrilor turnaţi la uzina „Oţelul roşu".

Cu toate acestea, în anumite perioade, la o serie de cilindri, deşi s-a lucrat în aceleaşi condiţii şi cu aceleaşi materii prime, s-au obţinut cruste foarte neuniforme, unele foarte mici, sau chiar cilindri fără crustă (foarte rar). Acest lucru a determinat o serie de cercetări privind urmărirea influenţei cochiliei şi a condiţiilor de răcire asupra grosimii crustei dure şi asupra durităţii cilindrilor folosiţi pentru laminarea la cald a tablelor subţiri şi foarte subţiri.

Astfel, în perioada 1963—1967, s-a urmărit elaborarea și turnarea a circa 800 cilindri, folosind un număr de zece cochilii de la uzina „Victoria" — Călan.

S-au turnat cilindri cu diametrul de 650 mm și lungimea tăbliei de 915 mm și cu diametrul de 650 mm și lungimea tăbliei de 1 300 mm, destinați laminării la cald a tablelor subțiri și foarte subțiri.

Încărcătura metalică pentru elaborarea fontei cu compoziția necesară a fost compusă din fonte brute indigene: Călan, Hunedoara, Vlahița și din fontă veche (cilindri rupți); de menționat că procentul de fontă veche a crescut continuu, ajungînd în prezent la circa 50% din totalul încărcăturii.

Elaborarea s-a făcut în cuptoare cu vatră, cu flacără, avînd capacitatea de 8 t, funcționînd cu păcură și gaz metan. La un mers normal, durata șarjelor a fost aproximativ de 9—11 h, asigurîndu-se temperaturi suficient de ridicate (1 400—1 450°C). Controlul capacității de albire a fontei în timpul elaborării s-a făcut cu ajutorul probelor tehnologice crestate, cu dimensiunile 25 × 200 × 200 mm, turnate în miezuri, cu una din suprafețe în contact cu o placă metalică; în decursul elaborării s-au luat între două și cinci probe. Paralel cu probele tehnologice au fost efectuate determinări rapide ale C, Mn, S, Si. După realizarea unei grosimi corespunzătoare a crustei la proba tehnologică și a temperaturii, fonta a fost descărcată într-o oală de turnare cu capacitatea de 6,5—7t.

După curățarea zgurei de pe suprafața fontei, aceasta s-a acoperit cu un strat de praf de mangal și s-a menținut în oala de turnare timp de 2h 30 min—3h. Temperatura fontei la turnare a variat într-un interval destul de restrîns, și anume între 1 200 și 1 250°C. Durata de turnare a variat între 40 și 90 s, în funcție de cantitatea de fontă și de greutatea cilindrului. Utilajul de turnare pentru fusuri este compus din forme de nisip, iar pentru tăblie, din forme metalice (cochilii). Dimensiunile cochiliilor sînt date în tabela 1.

Tabela 1

Lungimea cochiliei, mm	Diametrul interior inițial, mm	Diametrul interior final, mm	Numărul restrunjirilor	Grosimea peretelui restrunjit, mm
1 000	666	720	5	4—5
1 390	666	695	3	5
1 390	667	723	4	1,5—10
1 390	666	692	3	3—6
1 390	666	728	4	1,5—17
1 390	666	690	2	5—7
1 390	666	682	2	3—5
1 390	670	719	5	2,5—10
1 390	666	695	3	4—5
1 390	666	680	3	1,5—3

Temperatura cochiliei la turnare a fost cuprinsă între 80 și 90°C. Cilindrii turnați stau în groapa de turnare circa 34 h, după care sînt dezbătuți, curățați și, după răcirea totală, expediați pentru prelucrarea pe strung.

Pentru realizarea scopului propus s-a urmărit comportarea în exploatare a celor zece cochilii și s-au înregistrat următoarele date: numărul de turnări; diametrul interior al cochiliei la fiecare șarjă; grosimea peretelui cochiliei la fiecare șarjă; compoziția chimică finală a cilindrului; temperatura fontei la evacuarea din cuptor; temperatura fontei la turnarea în forme; temperatura cochiliei la turnare; grosimea crustei cilindrului brut; grosimea crustei cilindrului finit; duritatea fusului și a tăbliei.

Înainte de introducerea în exploatare a cochiliilor, s-au prelevat probe metalografice din imediata vecinătate a suprafeței interioare a cochiliei. Astfel de probe au fost prelevate și după un număr de 50—60 turnări. La sfîrșitul urmăririlor toate cochiliile au avut peste 50 de turnări.

Datele obținute în urma exploatării se prezintă în tabela 2.

Tabela 2

Grosimea inițială	Crustă brută finală, mm	Crustă finită, mm		Duritate HB		Nr. de turnări
		inițială	finală	inițială	finală	
19	17	15	10	448	447	82
17	15	14	10	452	448	51
18	17	13	9	448	430	67
18	16	13	9	446	444	67
18	16	13	10	447	447	61
17	16	13	9	449	447	73
18	16	15	9	448	447	57
17	16	14	10	451	449	58
18	16	13,5	8	446	444	85
18	16	14	7,5	448	444	97

Pentru determinarea grosimii medii a crustei și a durității tăbliei cilindrilor turnați la începutul campaniei cochiliei, s-a făcut media primilor 20 de cilindri, iar pentru determinarea grosimii medii a crustei și a durității tăbliei cilindrilor turnați la sfîrșitul campaniei cochiliei s-a făcut media ultimilor 20 de cilindri.

Din tabela 2 se observă că atît grosimea crustei brute, cît și grosimea crustei finite, la cilindrii turnați cu toate cochiliile, este mai mare la începutul campaniei decît la sfîrșitul ei. Întrucît durata de funcționare a cochiliilor a depășit doi ani, înseamnă că toate condițiile care depind de influența anotimpului s-au repetat, prin urmare asupra acestei scăderi a grosimilor crustei influențează în special cochilia. Deci, pe măsură ce crește numărul de turnări, grosimea crustei dure scade fie datorită micșorării grosimii peretelui cochiliei, fie datorită unor schimbări structurale, fie datorită altor cauze. Analiza microscopică a probelor prelevate din cochilii înainte de introducerea

în exploatare și după un număr de 50—60 turnări a arătat o modificare accentuată a structurii, în sensul creșterii grosolane a lamelelor de grafit. Grafitul fiind rău conducător de căldură, conductibilitatea termică a cochiliei a scăzut, prin urmare viteza de răcire a fontei a scăzut, deci s-a micșorat și grosimea stratului dur. Din datele tabelei 2 se poate observa că grosimea crustei cilindrului brut scade, însă această scădere este destul de mică (1 pînă la 3 mm, față de scăderea destul de accentuată a crustei cilindrilor finiți, care este cuprinsă între 4 și 7 mm). În cazuri foarte rare (6 din 800) grosimea crustei cilindrului brut a fost sub 8 mm, în rest depășind 10 mm, ceea ce înseamnă că modificarea structurală a cochiliei nu influențează în măsură prea mare grosimea crustei.

Diferența dintre scăderea crustei finite și cea a crustei brute arată că, pe măsură ce crește numărul de turnări, și în special o dată cu restrunjirea cochiliilor, are loc o scădere accentuată a crustei finite.

Literatura de specialitate arată că există o corelație între grosimea cochiliei și grosimea crustei dure, în sensul că, pe măsură ce scade grosimea peretelui cochiliei, scade și grosimea stratului alb în cilindru. Din tabela 1 se observă că cochiliile urmărite au avut 2—5 restrunjiri, ceea ce a dus la micșorări ale grosimii pereților cochiliei cu 6—31 mm. Deci, unele cochilii au avut scăderi de grosime a peretelui destul de accentuate (132, 146, 149 și 152). Dacă se urmărește variația grosimii crustei brute în funcție de numărul de turnări, se poate observa o scădere ușoară, ceea ce denotă că micșorarea grosimii pereților cochiliilor a influențat în măsură foarte mică stratul alb.

Atît din încercările efectuate, cît și din experiența practică, s-a observat o micșorare bruscă a crustei cilindrilor strunjiți, turnați în cochilii restrunjite. Procentul de cilindri declasați datorită grosimii insuficiente a crustei a ajuns, în ultima perioadă de funcționare, la circa 30%. Acest lucru se datorește defectelor interioare existente în cochilii în urma turnării, descoperite la restrunjiri. Aceste defecte se imprimă în cilindri și, ca atare, este necesară strunjirea unui strat mai gros pentru înlăturarea lor.

În ce privește variația durității în funcție de numărul de turnări (tabela 2) se observă o micșorare, foarte mică, de ordinul a cîtorva unități Brinell. Faptul că cochilia influențează în mică măsură duritatea cilindrilor este demonstrat și de diferența foarte mică dintre durităţile cilindrilor obținuți cu diferite cochilii.

Cercetările efectuate au permis să se stabilească experimental următoarele concluzii:

— modificările structurale care au loc în cochilii duc la o micșorare foarte mică a grosimii crustei dure în cilindrii turnați;

— micșorarea grosimii pereților cochiliilor în urma restrunjirii nu are influență perceptibilă asupra grosimii crustei dure;

— descoperirea defectelor de turnare a cochiliilor în urma restrunjirilor are un efect determinant asupra numărului de cilindri declasați, datorită grosimii insuficiente a stratului alb;

— cochilia influențează în mică măsură duritatea crustei cilindrului.

CZ 621.771.2—434.1 :669.131.7

Modificarea fontei destinate cilindrilor de laminor, cu prealiaj nichel — magneziu

Ing. N. LANGER şi E. MATEIAŞ
Uzina „Oţelul roşu"

Modificarea fontei în vederea obţinerii grafitului nodular s-a făcut în trecut la uzina „Oţelul roşu" prin introducerea magneziului metalic, cu ajutorul unui clopot, în fonta lichidă. Clopotul utilizat a fost confecţionat din tablă de oţel, cu grosimea de 8—10 mm şi cu găuri de 40 mm diametru. Oala a fost etanşată cu un capac.

Metoda de modificare prezintă inconvenientul unui grad de asimilare a magneziului redus (5—10%) şi al unei reacţii violente cu barbotarea metalului şi cu luminozitate mare, care creează condiţii grele de lucru.

Din cauza cantităţii mari de vapori de magneziu, vizibilitatea în turnătorie se reduce la minimum, ceea ce face deosebit de periculoasă manipularea oalelor cu fontă lichidă. Pentru eliminarea acestei metode neeconomice şi periculoase s-a introdus procedeul de modificare cu prealiaje de nichel-magneziu.

În literatura de specialitate se indică mai multe metode pentru introducerea prealiajelor de magneziu în fonta lichidă : metoda cu buzunare la fundul oalei; metoda cu adîncitură la fundul oalei; metoda cu clopot.

La uzina „Oţelul roşu" cele mai bune rezultate au fost obţinute cu metoda cu clopot.

În acest scop s-a folosit instalaţia pentru modificare cu magneziu metalic descrisă. În clopot s-a introdus 1% prealiaj Ni — Mg. Clopotul împreună cu prealiajul s-a preîncălzit la aproximativ 200°C. Desulfurarea s-a făcut cu 0,3% sodă calcinată. Clopotul umplut cu prealiaj s-a ţinut în masa de fontă topită, care a avut temperatura de 1 300°C, timp de 3 min. Reacţia a fost slabă şi s-a degajat foarte puţin fum. După modificare s-a curăţat zgura de pe supafaţa fontei din oală şi s-au luat probe.

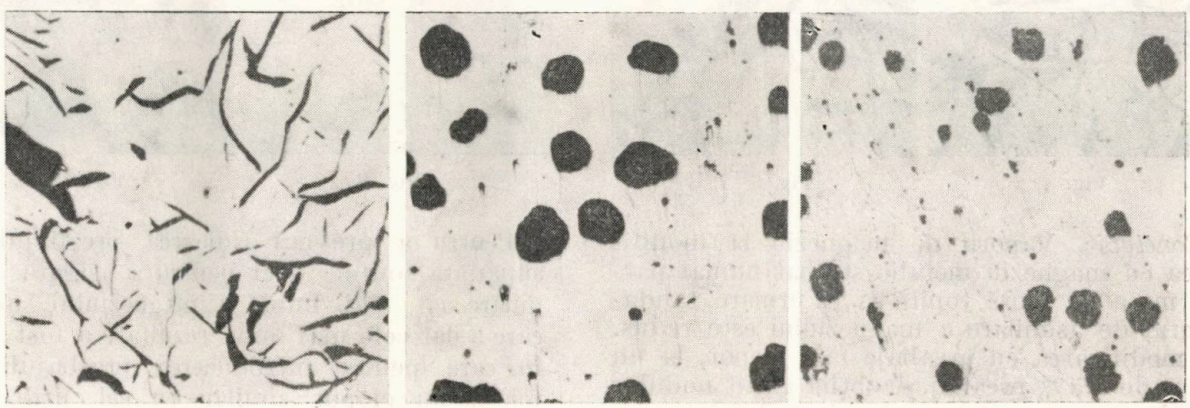
În figura 1, *a* se arată structura fontei iniţiale turnate în proba pană, iar în figura 1, *b*, structura fontei după nodulizare în aceeaşi oală.

S-a constatat că la modificarea cu prealiaj Ni—Mg se obţine un număr mai mare de nodule de grafit în comparaţie cu fontele modificate cu magneziu metalic.

În figura 1, *c* se arată microstructura fontei din tăblia unui cilindru semidur.

Prin folosirea prealiajului Ni—Mg s-a simplificat simţitor tehnologia de modificare a fontei, s-au obţinut rezultate constante, în ceea ce priveşte calităţile fontelor, şi s-au îmbunătăţit condiţiile de lucru din punct de vedere al protecţiei muncii. Desfăşurarea experimentărilor s-a efectuat în modul următor : la un adaos de 1% prealiaj fără clopot în metalul lichid desulfurat cu 0,3% sodă calcinată, s-a obţinut grafit nodular grosolan cu puţine nodule pe unitatea de suprafaţă (fig. 2 şi 3).

La o altă şarjă s-a adăugat, de asemenea, fără clopot 0,8, 1 şi 1,2% prealiaj nichel-magneziu, s-a desulfurat cu 0,3% sodă calcinată, dar nu s-a obţinut grafit nodular la nici una din probe (fig. 4 şi 5), ci s-a constatat numai o tendinţă de strîngere a grafitului lamelar în rozete. La un adaos fără clopot de 1,5% prealiaj, în metalul lichid nedesulfurat, s-a obţinut grafit nodular grosolan (fig. 6). În figura 7 este redată forma grafitului la un adaos de 1,5% prealiaj în metalul lichid desulfurat cu 0,3% sodă calcinată. Se observă că la proba desulfurată apar mai multe nodule de grafit avînd în acelaşi timp şi dimensiuni mai mici.



a *b*

Fig. 1

Abia la un adaos de 3% prealiaj introdus fără clopot şi la o desulfurare cu 0,3% sodă calcinată forma grafitului este nodulară, nodu-

lele fiind mici şi uniform repartizate pe întreaga secţiune a probei. Nodule mai mari apar numai izolat, reprezentînd aproximativ 5% din numărul total de nodule (fig. 8).

Granulaţia prealiajului folosit a fost de 10—25 mm. Timpul de menţinere a fontei în lingură,

Fig. 2

Fig. 3

de la modificare pînă la turnare, a fost de 1,5—2 min. Epruvetele cu lungimea de 200 mm şi diametrul de 30 mm s-au turnat în forme uscate, din amestec obişnuit. După turnare probele au fost răcite lent, în formă, iar după răcire au fost rupte la mijloc şi studiate.

Turnarea cilindrilor s-a făcut după 35 min de la modificare.

Fig. 4

Fig. 5

Concluzii. Vaporii de magneziu la modificarea cu magneziu metalic străbat numai parţial masa de fontă topită şi, ca urmare, randamentul de asimilare a magneziului este redus. La modificarea cu prealiaje fără clopot, la un adaos de 1,5% prealiaj, se obţine grafit nodular grosolan, cu un număr redus de nodule pe unitatea de suprafaţă. Apar de asemenea şi lamele de grafit.

Se observă în acest caz (fig. 9) o tendinţă a grafitului de a se strînge în rozete.

La un adaos de 1% prealiaj cu ajutorul unui clopot însă, se obţine grafit nodular, uniform repartizat pe întreaga suprafaţă a probei, numărul de nodule fiind mai mare şi dimensiunea

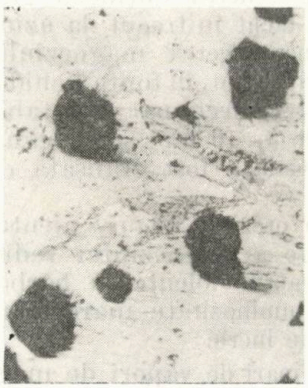


Fig. 6

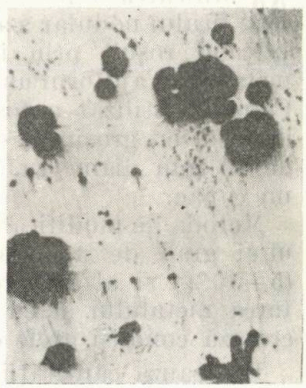


Fig. 7

lor mai mică decît în cazul modificării fără clopot.

La toate modificările cu introducerea prealiajului fără clopot s-a observat că prealiajul se ridică la suprafaţa fontei unde se topeşte degajînd vapori de magneziu care cu oxigenul din aer formează un fum alb de oxid de magneziu.

Fig. 8

Fig. 9

Pentru a preveni ridicarea prealiajului la suprafaţa fontei, deci pentru a asigura o asimilare cît mai bună a magneziului, metoda care a dat cele mai bune rezultate a fost aceea în care pentru introducerea prealiajului s-a folosit un clopot similar cu cel utilizat la inocularea cu magneziu metalic.

CZ 621.771.25–434.1 : 338.062.18

Îmbunătățirea calității cilindrilor din fontă aliată pentru laminoarele de sîrmă și de profile

Ing. E. TAKÁCS și A. GALL
Uzina de fier – Vlahița

În anul 1967 la Uzina de fier — Vlahița s-a mărit în proporție substanțială fabricarea cilindrilor aliați pentru sîrmă și profile mici pentru C.S.H. Astfel, dacă în anul 1966 proporția cilindrilor aliați față de totalul cilindrilor turnați era de numai 6%, în acest an această pondere a crescut la 48%, însumînd 422 t. Caracteristicile principale ale cilindrilor aliați pentru sîrmă și profile mici sînt următoarele:

— compoziția chimică: 2,8 — 3,6% C; 0,3 — 0,8% Mn; 0,5 — 0,7% Si; 0,035% P; 0,035% S; 0,6—1,0% Cr; 0,8—2,0% Ni; 0,2 — 0,6% Mo;

— duritatea stratului albit de lucru: 480 — 520 HB;

— adîncimea crustei dure (cu adaosuri de prelucrare): min. 20 mm;

— dimensiunile tăbliei în stare eboșată: poz. 1 — Ø 294 × 380; poz. 2 — Ø 294 × 400; poz. 3 — Ø 334 × 617; poz. 4 — Ø 334 × 639;

— greutatea unitară în stare prelucrată prin eboșare: poz. 1 — 322 kg; poz. 2 — 325 kg; poz. 3 — 620 kg; poz. 4 — 663 kg.

Avînd în vedere faptul că acești cilindri aliați cu Cr—Ni—Mo trebuie să corespundă la condiții mult mai severe decît cilindrii nealiați obișnuiți, uzina a adoptat din timp o serie de măsuri care au contribuit la ridicarea calitativă a tehnologiei de fabricație.

Astfel, în primul rînd, s-a revizuit și îmbunătățit procesul tehnologic de turnare, s-a introdus o selecționare strictă a deșeurilor de oțel care intră în uzină, nefiind permisă utilizarea capetelor de țevi cu diametre mai mari de 150 mm. Totodată s-a interzis utilizarea fontelor și a feroaliajelor cu rugină. Prin respectarea în permanență a măsurilor de mai sus s-a ajuns să se obțină reducerea oxidării fontei și ridicarea temperaturii de elaborare, factori care au determinat reducerea rebuturilor (cauzate de sufluri) la cilindrii aliați pentru C.S.H.

O altă măsură aplicată a fost utilizarea, pe scară largă, în procesul tehnologic de turnare, a prafului termoizolant tip „Termicem". Folosirea acestei metode s-a dovedit foarte eficientă deoarece, prin compensarea pierderilor de căldură a maselotei cu Termicem, s-a ajuns să se reducă substanțial volumul retasurilor care apăreau frecvent la fusurile superioare ale cilindrilor turnați cu fusuri conice.

Din situația comparativă a rebuturilor rezultă că, înaintea folosirii prafului Termicem, defectele de retasură la fusuri au avut o valoare cuprinsă între 10 și 12%, raportată la producția totală bună realizată, iar după folosire, procentul acestor defecte s-a diminuat la 5 — 7%.

O îmbunătățire însemnată a procesului de elaborare a fontei s-a obținut prin modul de introducere a feroaliajelor în cubilou. Aceasta constă în faptul că feromolibdenul, ferocromul și nichelul se introduc în cubilou după trei-patru încărcături metalice a 300 kg fiecare, destinate elaborării fontei aliate. Această metodă permite reglarea mai precisă a compoziției chimice a fontei și contribuie la reducerea pierderilor prin ardere a feroaliajelor.

O altă măsură adoptată, care a contribuit substanțial la îmbunătățirea calității cilindrilor aliați cu Cr — Ni — Mo turnați în semestrul I 1967, precum și la îmbunătățirea condițiilor de muncă în general, a fost instalarea, la cubilourile cu diametrele de 700 și 1 000 mm, a unui antecreuzet tip tambur rotativ, cu capacitatea de 5 t.

În condițiile de lucru cu antecreuzet s-au eliminat variațiile mari care existau în compoziția chimică și în caracteristicile fizico-mecanice la cilindri. A devenit posibilă turnarea cilindrilor dintr-o fontă cu temperatură mai ridicată (1 320 — 1 350°C) și totodată micșorarea pierderilor de fontă în zgură și prin stropi avînd un număr redus de evacuări și posibilitate să se toarne, din aceeași șarjă, 3 — 4 cilindri.

CZ 621.771.2 – 434.1

Considerații privind îmbunătățirea tehnologiei de fabricație a cilindrilor de laminor la uzinele „Industria sîrmei" — Cîmpia Turzii

Ing. AL. LIȘCAN
Uzinele „Industria sîrmei" – Cîmpia Turzii

Pentru obținerea de cilindri de laminor care să reziste la solicitări mari în exploatare și să prezinte durabilitate ridicată și consum scăzut, s-a îmbunătățit tehnologia de formare și pregătire a utilajului de turnare și tehnologia de elaborare și tratament termic a oțelului destinat turnării cilindrilor.

Dimensiunile tăbliei și compoziția chimică a acestor cilindri sînt date în tabela 1.

Pregătirea utilajului pentru turnare. La turnarea cilindrilor se utilizează cochilii din fontă pentru fusul inferior și tăblie și o formă de nisip pentru fusul superior și maselotă. Formarea fusului superior se execută după tehnologia obișnuită de formare, dintr-un amestec de nisip de Corneşti, și bentonită ca liant, forma fiind vopsită cu un amestec pe bază de marșalită.

Uscarea se face într-un cuptor tip cameră cu vatră mobilă, încălzit cu gaz metan, la o temperatură de 350 — 400°C. Ciclul de uscare este de 16 h.

Cochiliile fusului inferior și ale tăbliei se încălzesc la o temperatură de 75 — 85°C, după care se vopsesc cu o vopsea pe bază de grafit; grosimea stratului de vopsea este de max. 0,8 mm. Cochilia fusului inferior se așază pe o placă de fontă perfect orizontală pentru asigurarea unei centrări corecte a jetului de oțel.

Asamblarea cochiliei tăbliei cu cea a fusului inferior și cu forma fusului superior se face astfel încît să se elimine jocul dintre ele.

După asamblare se menține temperatura utilajului astfel pregătit, la 80 — 90°C.

Elaborarea și turnarea oțelului. Oțelul aliat pentru turnarea cilindrilor se elaborează în cuptoare electrice bazice. Tehnologia de elaborare a fost revizuită în ultimii ani, astfel încît să se asigure atît o productivitate ridicată, cît și o calitate bună; în acest scop oțelul nu se elaborează la începutul campaniei cuptorului și nici la sfîrșitul acesteia.

Încărcătura se compune din fier vechi curat și din șutaje aliate cu elementele care intră în compoziția oțelului pentru cilindri (Ni, Mo).

După topirea completă, luarea probei și evacuarea zgurei primare, se formează o zgură nouă din var și bauxită, folosindu-se metoda elaborării cu oxidare parțială. Oxidarea se face cu arsură de fier sau cu minereu, cu o viteză de 0,6 — 0,8% C/h. După îndepărtarea zgurei de oxidare și dizolvarea zgurei de bază se face o predezoxidare cu silicomangan (6 — 8 kg/t) care se introduce încălzit la roșu. Dezoxidarea prin difuzie se face cu zgură albă sau slab carbidică și praf de ferosiliciu 75%, în cantitate de 4 kg/t

Tabela 1

Nr. crt.	Beneficiar	Dimensiunile tăbliei, mm	Compoziția chimică, %							
			C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	P	S
1	I.S.C.T.	360 × 1 100	0,75 0,85	0,65 0,85	0,15 0,35	0,75 1,00	0,70 1,00	0,15 0,30	max. 0,03	max. 0,03
2	I.S.C.T.	360 × 1 100	0,90 1,05	0,75 0,95	0,15 0,35	2,00 2,30	1,40 1,60	0,35 0,45	max. 0,03	max. 0,03
3	I.S.C.T.	470 × 1 400	0,90 1,05	0,75 0,95	0,15 0,35	2,00 2,30	1,40 1,60	0,35 0,45	max. 0,03	max. 0,03
4	Uzina „Laminorul" — Brăila	370 × 800	0,90 1,00	0,70 0,90	0,25 0,45	0,90 1,15	—	0,40 0,60	max. 0,03	max. 0,03
5	Uzina „Laminorul" — Brăila	360 × 1 100	0,90 1,00	0,70 0,90	0,25 0,45	0,90 1,15	—	0,40 0,60	max. 0,03	max. 0,03
6	Uzina metalurgică — Griviţa	470 × 1 500	0,90 1,00	0,70 0,90	0,25 0,45	0,90 1,15	—	0,40 0,60	max. 0,03	max. 0,03
7	Uzina „Oțelul roșu"	410 × 1 200	0,60 0,70	0,70 0,90	0,20 0,45	0,90 1,10	—	0,20 0,40	max. 0,03	max. 0,03

Ferosiliciul praf se introduce în cinci porţii, la intervale de 7 — 10 min, în amestec cu var şi fluorură (în funcţie de fluiditatea zgurei) şi praf de cocs (în primele trei porţii).

Înainte cu 8 — 10 min de evacuarea oţelului din cuptor, oţelul se dezoxidează cu ferosiliciu bucăţi, iar pe urmă, cu 0,4 kg Al/t introdus pe bară, în baia de oţel .

În timpul evacuării se dă pe jetul de oţel 1 kg/t silicocalciu. Temperatura oţelului în oală după evacuare este de 1 500—1 520°C, măsurată cu termocuplul de imersie.

Turnarea cilindrilor se face pe sus, dintr-o oală cu orificiul scurgerii de 30 mm, prin intermediul unei pîlnii care are orificiul de 25 mm. În tot timpul turnării se menţine pîlnia intermediară plină cu oţel pînă la treimea superioară, în scopul asigurării unei turnări continue.

Cînd oţelul ajunge la maselotă se reduce viteza de turnare. După umplerea maselotei, suprafaţa oţelului se acoperă cu luncherit. După o staţionare de aproximativ 5 min se completează maselota cu oţel lichid. Menţinerea cilindrului în lingotieră după turnare este de minimum 24 h.

Pentru menţinerea temperaturii optime a cochiliei după pregătire se utilizează un arzător în spirală, care asigură formarea uniformă a crustei exterioare, evitîndu-se fisurile.

Această tehnologie se aplică din a doua jumătate a anului 1965. Pînă atunci s-a utilizat o tehnologie care se caracteriza prin: lipsa predezoxidării cu silicomangan; nu s-a utilizat dexozidarea cu silicocalciu; temperatura oţelului în oală era mai ridicată, fapt care a dus la cilindri fisuraţi longitudinal; s-a practicat (la cilindri peste 4 t/buc.) turnarea prin sifon, care crea greutăţi la dezbatere datorită arderii laterale a cochiliei fusului inferior; la turnarea directă nu s-a folosit pîlnia intermediară, astfel încît viteza de turnare nu era bine reglată, iar cînd temperatura oţelului era ridicată şi viteza de turnare mare, apăreau defecte pe cilindru (fisuri); grosimea pereţilor la cochilie era cu 22 mm mai mică, ceea ce influenţa negativ solidificarea şi favoriza apariţia fisurilor.

Ca urmare a schimbărilor tehnologice atît la elaborare şi pregătire, cît şi la turnare, rebutul la cilindrii pentru laminoare a fost complet înlăturat.

Comportarea în exploatare a cilindrilor elaboraţi şi turnaţi după modificările tehnologice amintite a fost corespunzătoare.

După dezbaterea cilindrilor şi curăţarea eventualelor defecte de suprafaţă se face recoacerea de înmuiere, în scopul prelucrării ulterioare prin aşchiere. Recoacerea de înmuiere se execută după diagrama din figura 1.

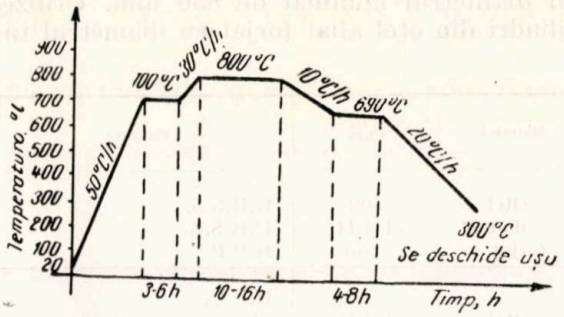


Fig. 1

Prelucrarea prin aşchiere constă în eboşarea tăbliei, tăierea rozetelor cu ajutorul unui dispozitiv, urmată de eboşarea calibrelor.

Tratamentul termic de îmbunătăţire, pentru asigurarea durităţii necesare calibrelor, se execută după diagrama din figura 2.

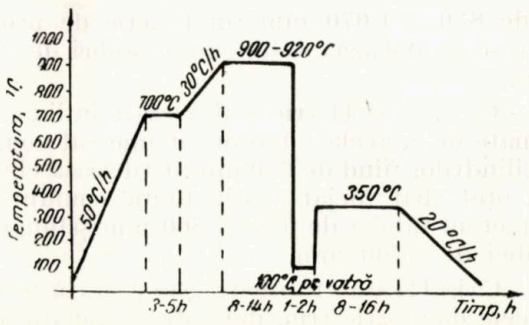


Fig. 2

Formarea calibrelor (finisarea) se face pe aceleaşi strunguri paralele cu cuţite profilate şi cu şabloane.

CZ 621.771.2 – 434.1 :620.178.3

Considerații privind durabilitatea în exploatare a cilindrilor de la laminorul de 650 mm de la Combinatul siderurgic — Hunedoara

Ing. N. CLEJ
Combinatul siderurgic — Hunedoara

Laminorul de 650 mm de la C.S.H. se compune din patru caje de lucru și anume :

— Caja degrosisoare de 800 duo reversibilă, cu diametrul nominal de 850 mm. Utilizează cilindri din oțel aliat forjat cu diametrul tăbliei de 850 — 1 070 mm (în funcție de profilul care se laminează) și lungimea tăbliei de 2 100 mm.

— Cajele I și II trio sînt așezate în linie, antrenate de la același motor, diametrul nominal al cilindrilor fiind de 650 mm. Utilizează cilindri din oțel aliat forjat și din fontă semidură cu diametrul tăbliei de 680 — 860 mm și lungimea tăbliei de 1 700 mm.

— Caja III duo finisoare este așezată în linie cu cele două caje trio, dar este antrenată de la un motor propriu, diametrul nominal al cilindrilor fiind de 650 mm. Utilizează cilindri din fontă semidură aliată și din fontă semidură aliată cu grafit nodular, cu diametrul tăbliei de 680—840 mm și lungimea de 1 200 mm.

Semifabricatele utilizate sînt blumuri de 180 × 180 — 300 × 300 mm, dimensiunea de 300 × 300 mm predominînd la laminarea țaglelor pătrate și rotunde.

Sortimente laminate : țagle pătrate de 70 × × 70—125 × 125 mm, țagle rotunde cu diametrul de 90 — 180 mm, profil U 14 — 24 cm, I 18—24, armătură de mină, șenilă de tractor, profil sigma pentru transport minier etc.

Comportarea cilindrilor de laminor este diferențiată pe caje, profil și calitate de material.

În tabela 1 sînt arătate calitățile și compoziția chimică a cilindrilor utilizați la laminorul de 650 mm, iar în tabela 2, durabilitatea cilindrilor pe caje, calități de material și furnizori.

La caja degrosisoare de 800 s-au utilizat cilindri din oțel forjat mărcile 55 X și 60 XH din U.R.S.S. și de la uzina „Progresul" — Brăila, precum și din oțel turnat din R.P.Ungară. Comportarea cea mai bună au avut-o cilindrii din oțel 55 X, din U.R.S.S. Cilindrii de la „Progresul" — Brăila au avut o comportare mai slabă cu circa 20 — 50%.

La caja I trio se utilizează cilindri din oțel forjat 55 X și 60 XH din U.R.S.S., de la „Progresul" — Brăila și din R.P.Polonă, precum și din oțel turnat, din R.P.Ungară și de la „Progresul" — Brăila. Comportarea cea mai bună au avut-o cilindrii din 55 X, din U.R.S.S.

Tot la această cajă s-au utilizat, pentru laminarea rotundului de 90, 100 și 110 mm, cilindri din oțel grafitizat. Durabilitatea lor a fost de 465 t/mm față de 1 380 t/mm la cilindrii din oțel forjat din R.P.P.

La caja II trio se utilizează cilindri din oțel forjat pentru laminarea profilelor fasonate U 20 — U 24, I 20 — 24 și șenilă de tractor, iar pentru U 14, 16, 18, I 18, 20, țagle pătrate și rotunde, se utilizează cilindri din fontă semidură aliată și semidură aliată nodulară.

Cilindrii din U.R.S.S. și R.P.P. au avut o durabilitate mai bună decît cei de la „Progresul" — Brăila.

Cilindrii din fontă utilizați la țagle pătrate și rotunde se comportă bine și au durabilitate aproape constantă. În general, laminarea țaglelor nu ridică probleme în ceea ce privește cali

Material	Caja	Furnizor	Marca	C	Si	Mn
Oțel aliat forjat	800	U.R.S.S.	55 X	0, 5—0,6	0,17—0,37	0,35—0,65
	I și II trio	U.R.S.S.	60 XH	0,55—0,65	0,17—0,37	0,50—1,80
		R.P.P.	55 X	0, 5—0,6	0,17—0,37	0,35—0,65
Oțel turnat	I și II trio	R.P.U.	—	0, 5—0,6	0,2 —0,4	0,5 —0,8
		„Progresul" — Brăila	OL 70V	0,5 —0,62	0,12—0,37	0,5 —0,8
		„Progresul" — Brăila	—	1,30	1,22	0,5
Fontă semidură aliată	II și III	U.R.S.S. (I)		—3,6	0,8 —2,1	0,5 —1
		U.R.S.S. (II)		—3,4	0,7 —1,3	—0,5
		R.P.U.		3,16	0,89	0,42
		R.P.P.		3,10	0,94	0,40
		„Oțelul roșu"		2,97	1,78	0,70
		„Victoria" — Călan I		3,33	1,72	0,68
		„Victoria" — Călan II		3,20	0,93	0,45

tatea cilindrilor. Pentru laminarea profilelor fasonate U şi I se utilizează cilindri din fontă de la Călan şi U.R.S.S.

Durabilitatea cilindrilor din fontă semidură la profile este mai mare decît a oţelului, de exemplu : cilindrii din oţel U.R.S.S. — 135 t/mm călîţi 160 t/mm ; cilindrii din oţel R.P.P. 120 t/mm călîţi 150 t/mm ; cilindrii din fontă U.V.C. 245 t/mm.

Utilizarea cilindrilor de fontă la profile cu dimensiuni mai mari nu este economică deoarece creşte foarte mult frecvenţa ruperilor.

La caja III duo finisoare se utilizează cilindri din fontă semidură aliată şi semidură aliată cu grafit nodular, proveniţi din U.R.S.S., R.P. Polonă, R.F. Ungară, de la uzina „Oţelul roşu" şi de la U.V.Călan.

Durabilitatea lor la laminarea ţaglelor pătrate şi rotunde este bună. La laminarea profilelor fasonate şi în special a profilului U, durabilitatea este sub orice aşteptare ; cantitatea laminată (t/mm) este în continuă scădere şi variază de la un furnizor la altul, de la simplu la dublu. Astfel, în 1966, a fost de : 45 t/mm la cilindri din fontă cu grafit nodular din U.R.S.S. ;

Tabela 1

P	S	Cr	Ni	Mo	V	Duritatea
max. 0,04	max. 0,04	1,0—1,3	max. 0,3	—	—	229—285 HB
0,04	0,04	0,60—0,90	1,1— 1,5	—	—	207—285 HB
max. 0,04	max. 0,04	1,0—1,3	max. 0,3	—	—	240—280 HB
max. 0,022	max. 0,03	1,0 —1,3	—	0,3—0,4	0,1—0,2	240—260 HB
max. 0,045	max. 0,055	—	—	—	0,1—0,2	230—250 HB
0,022	0,02	—	—	0,34 % Ti		257 HB
—0,3	—0,02	0,4 —0,8	0,8—2,4	—	—	50 Shore
—0,3	—0,1	0,4 —0,8	0,6—1,2			48—55 Shore
0,21	0,046	0,76	1,2	—	—	48—50 Shore
0,22	0,044	0,82	1,0	—	—	48—52 Shore
0,35	0,026	0,10	1,36	1,41	—	280 HB
0,131	0,034	0,95	2,0	0,30	—	381 HB
0,12	0,06	0,70	1,1	0,45	—	280—330 HB

Tabela 2

Caja	Material	Furnizor	Durabilitatea, t/mm									
			1961			1966			1967			
			Pătrat	Rotund	Profil	Pătrat	Rotund	Profil	Pătrat	Rotund	Profil	Profil călit
300	Oţel forjat	U.R.S.S.	1 283	1 119	—	1 300	1 100	850	962	962	646	—
		„Progresul" — Brăila	1 055	—	436	1 080	1 220	—	665	665	282	—
	Oţel turnat	R.P.U.	579	—	—	—	—	—	—	—	—	—
trio	Oţel forjat	U.R.S.S.	1 207	675	—	1 330	1 530	280	854	895	307	380
		„Progresul" — Brăila	1 178	695	204	1 270	610	200	800	652	142	200
		R.P.P.	—	—	—	1 449	1 380	292	—	733	—	390
	Oţel turnat	R.P.U.	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
		„Progresul" — Brăila	—	653	—	—	—	—	—	—	—	—
	Oţel grafit	„Progresul" — Brăila	—	—	—	—	465	—	—	—	—	—
I trio	Oţel forjat	U.R.S.S.	—	—	99	—	—	110	—	—	135	160
		„Progresul" — Brăila	—	—	92	—	—	70	632	—	67	90
		R.P.P.	—	—	—	—	—	120	—	—	—	150
	Oţel turnat	R.P.U.	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
II duo finisor	Fontă semidură aliată	U.R.S.S.	2 068	—	—	1 500	1 616	129	1 492	1 959	—	—
		Oţelul roşu	1 820	553	—	1 270	1 228	—	—	2 240	—	—
		„Victoria"-Călan	—	549	—	1 240	1 170	110	1 363	695	245	—
	Fontă semidură aliată	U.R.S.S.	1 398	198	67	1 145	640	45	788	—	—	—
		Oţelul roşu	—	240	46	730	589	23	—	908	—	—
		R.P.U.	—	269	—	—	410	29	—	815	33	—
		R.P.P.	—	—	—	1 652	612	30	—	—	34	—
		„Victoria" — Călan	—	123	41	820	540	23	590	242	20	—

23 t/mm la cilindri din fontă cu grafit nodular de la U.V.C.

Cea mai bună comportare au avut-o cilindrii primiți din U.R.S.S. (Dnepropetrovsk), în anul 1959, din fontă semidură aliată cu grafit nodular, cu compoziția chimică și duritatea indicate în tabela 1. Comportarea lor a fost și este foarte mulțumitoare, iar calitatea suprafeței laminatului, de asemenea, foarte bună. S-au laminat I 18 la caja III : 44,5 t/mm cu garnitura nr. 25 ; 50,0 t/mm cu garnitura nr. 24 ; 43,0 t/mm cu garnitura nr. 22.

Cilindrii turnați la uzinele „Victoria" — Călan în anul 1966 — 1967 din fontă cu grafit nodular și utilizați la laminarea profilelor au o comportare mult mai bună decît cei turnați în anii anteriori, dar nu se ridică la nivelul celor din U.R.S.S. și din R.P.Polonă.

În tabela 2 se prezintă durabilitatea cilindrilor, în t/mm, în anii 1961, 1966 și 1967. La toate sortimentele și cajele a scăzut cantitatea laminată și a crescut consumul specific de cilindri, deși calitativ cilindrii au rămas aceiași. Cauza care a generat acest fenomen este restrîngerea toleranțelor de laminare a profilelor și calitatea mai bună a suprafeței profilelor U și I, destinate exportului.

Făcînd o analiză a calității cilindrilor de la furnizorii interni, ea se prezintă după cum urmează : duritate neuniformă pe circumferința tăbliei, deci și uzură neuniformă ; structura foarte variată pe secțiune (în miez cristale primare) din cauza gradului de corolaj prea mic și a tratamentului termic necorespunzător, tensiuni interne mari, care au făcut ca frecvența ruperilor să fie mare ; călibilitate mică.

Începînd cu anul 1967, forjarea acestor cilindri se face la uzina de mașini grele — București, eboșarea la C.S.H. și tratamentul secundar din nou la Uzina de mașini grele — București. Pînă în prezent nu există date asupra comportării, deoarece calibrarea lor s-a făcut începînd cu luna iunie 1967.

Uzina „Victoria" — Călan livrează cilindri din fontă semidură aliată, cu grafit nodular, începînd din anul 1966. Așa cum s-a arătat cilindrii din fontă cu grafit nodular au o durabilitate mult mai bună decît cei cu grafit lamelar, turnați pînă în anul 1964, dar cantitatea laminată pe calibru este încă mică, din următoarele motive : duritate mică pe adîncime (scăderea durității nu trebuie să fie mai mare de 50 HB pe 150 mm) ; în structură se găsește foarte mult grafit liber ; nodulele de grafit sînt încă mari ; masa de bază nu leagă suficient grăunții de cementită, care se desprind și dau o suprafață cu aspect rugos, laminatul avînd, de asemenea, suprafață rugoasă și necorespunzătoare.

Pentru mărirea durabilității cilindrilor din oțel, de la cajele I și II trio, s-a introdus călirea superficială cu curenți de înaltă frecvență a suprafețelor de uzură maximă a calibrelor. Aproape toți cilindrii de la profilele U și I caja II trio se călesc. Rezultatele obținute sînt mulțumitoare.

Avînd în vedere faptul că acest procedeu de călire a cilindrilor în țările avansate din Apus este abandonat ca fiind neeconomic și că cilindrii din oțel forjat au un preț de cost foarte ridicat, se propune înlocuirea cilindrilor din oțel forjat și călit cu cilindri turnați din oțel cu carbonul ridicat (oțel adamit), cum se utilizează la trenul III și IV la linia de profile mijlocii.

La început se vor face experimentări cu patru cilindri care se vor procura din import și apoi se va trece la turnarea lor în țară, la o uzină care are experiență în acest sens.

'Z 669.131.7 – 434.1 :621.771.26

Comportarea în exploatare a cilindrilor din fontă cu grafit nodular folosiți la liniile de profile mijlocii și mici de la C.S.R.

Ing. C. URSULESCU și ing. M. MOȚI
Combinatul siderurgic-Reșița

Cilindrii din fontă cu grafit nodular sînt folosiți în prezent la liniile de laminare mijlocie i fină.

La linia mijlocie există în exploatare garnituri le cilindri din fontă cu grafit nodular pentru rmătoarele profile : cleşte tip 49 (la caja I şi a caja II) ; cornier 65 × 80 (la caja I) ; cornier 5 × 100 (la caja I).

Pentru caja I, cantitatea de profil cleşte tip 9, laminat cu garnitura din fontă cu grafit iodular, este arătată în tabela 1. Pentru com-

Tabela 1

	Materialul cilindrilor	Campaniile de laminare				Tone laminate pentru 1% uzură
		1	2	3	4	
Uzură, %	Fontă cu grafit nodular	—	10	—	—	73,1
Tone laminate		431	300	310	—	
Uzură, %	Fontă semidură	7	20	—	—	46
Tone laminate		499,3	413	—	—	

arație, în aceeași tabelă, este arătată canti-atea laminată cu garnitura de cilindri din fontă emidură. Cu garnitura de cilindri din fontă cu rafit nodular s-a laminat o cantitate mai mare e profile decît cu cea din fontă semidură.

Cantitățile laminate la fiecare din aceste cam-anii sînt arătate în tabela 2, în care se dau, pen-u comparație, și cantitățile laminate cu o gar-itură de cilindri din oțel turnat.

ascuțite ale calibrului au fost deteriorate din loc în loc, ceea ce a făcut ca, după fiecare campanie de laminare, să fie restrunjit un procent mare de metal din diametrul cilindrilor.

Dacă, pe ansamblu rezultă că pentru 1% uzură revine o cantitate mai mare de profil la garnitura de cilindri din fontă decît la cea din oțel, aceasta se datorează rezultatelor bune obținute la primele campanii de laminare cu garnitura de cilindri de fontă nodulară.

Tot la linia mijlocie se mai folosesc două garnituri de cilindri din fontă cu grafit nodular : una la caja I, pentru profilul cornier 75 × 100, și alta, pentru cornier 65×80, tot la caja I.

Garnitura folosită la laminarea profilului cornier 75 × 100 a fost introdusă în exploatare de patru ori, iar cea pentru profilul cornier 65 × ×80, o singură dată.

În afara garniturilor de cilindri din fontă nodulară, prezentați mai sus, la linia mijlocie s-a mai folosit o garnitură, tot din același material, pentru caja a II-a, profil șină tip 9,3, cu care s-au laminat 400 t șină tip 9,3 la prima campanie de laminare, iar la a doua, numai 200 t, deoarece s-au rupt un cilindru și inelele marginale de la altul, astfel încît a trebuit să fie înlocuiți ambii cilindri.

Întrucît solicitările mecanice generate de laminarea profilului șină tip 9,3 în calibrul trei nu sînt prea mari, se apreciază că ruperea cilindri-

Tabela 2

Materialul cilindrilor		Campaniile de laminare								Tone laminate pentru 1% uzură
		1	2	3	4	5	6	7	8	
Fontă cu grafit nodular	Uzura, %	—	—	—	26	40	46	53	77	41,6
	Tone laminate	413	330	257	301	463	357	285	798	
Oțel turnat	Uzura, %	5	16	32	42	46	56	72	89	39,7
	Tone laminate	302	522	499	305	315	315	607	468	

În comparație cu cilindrii din oțel turnat, rnitura de cilindri din fontă tratată cu mag-ziu s-a comportat foarte bine la primele trei mpanii de laminare în ceea ce privește rezis-nța la uzură, însă în timpul laminării, muchiile lor din fontă cu grafit nodular s-a datorat durității ridicate a acestora (360—400 HB).

Deși solicitările mecanice care se produc la laminarea unor profile permit folosirea cilindrilor din fontă cu grafit nodular și la cajele

III și IV, ei nu pot fi utilizați din cauză că fereastra cajelor unde se așază portlagărele este prea mică și nu permite ca cilindrii din fontă să aibă diametrul fusurilor de 260 mm, cotă absolut necesară pentru acești cilindri (cilindrii din oțel au diametrul fusurilor de 240 mm).

Din această cauză, cilindrii din fontă se folosesc numai la cajele I și II (finisoare și prefinisoare) ale liniei de profile mijlocii. Totuși, din încercările făcute a reieșit că fonta cu grafit nodular nu se comportă bine dacă din cilindrii respectivi se confecționează garnituri care au tăblia cu profile mai complicate (de exemplu garnitura de la caja a II-a, clește tip 49).

La linia fină s-au folosit garnituri de cilindri din fontă cu grafit nodular, la cajele a VII-a și a IV-a. Rezultatele obținute cu acești cilindri și cu cilindrii din oțel turnat sînt trecute în tabela 3.

Diferența așa de mare dintre cantitățile laminate cu garniturile din fontă și cele laminate cu cilindri din oțel se datorează în mare parte și faptului că garniturile din oțel turnat au fost confecționate din cilindri scoși din uz de la linia de profile mijlocii. Materialul acestor cilindri era deja obosit datorită solicitărilor la care a fost supus în timpul exploatării și de aceea comportarea cilindrilor de la linia fină este necorespunzătoare.

Pe lîngă aceasta, compoziția chimică a cilindrilor din oțel turnat, scoși din uz, de la linia mijlocie, nu asigură o duritate așa de ridicată ca a cilindrilor din fontă nodulară și, ca urmare, nici comportarea lor la uzură nu este egală cu cea a cilindrilor din fontă.

Tot la linia fină, caja I, s-a laminat cu o garnitură de cilindri din fontă cu grafit nodular o cantitate de 223 t cu o uzură de 7,5%; nu există o garnitură cu care să fie comparată.

Tabela 3

Caja nr.	Materialul cilindrilor		Campaniile de laminare 1	2	3	4	5	6	Tone laminate pentru 1% uzură
VII	Fontă nodulară	Uzură, %	5	12,5	15	—	—	—	359
		Tone laminate	687	2 999	1 753	—	—	—	
	Oțel turnat	Uzura, %	7,5	20	25	—	—	—	191
		Tone laminate	980	2 367	1 411	—	—	—	
IV	Fontă nodulară	Uzura, %	—	—	2,5	—	5	7,5	573
		Tone laminate	332	513	1 495	413	362	174	
	Oțel turnat	Uzura, %	5	7,5	15	25	27,5	35	136
		Tone laminate	172	475	1 928	223	950	1 085	

Rezultă că garnitura de la caja a VII-a s-a comportat foarte bine în ceea ce privește rezistența la uzură, dar nu a rezistat la solicitările mecanice. Din această cauză unul din fusurile cilindrului superior s-a rupt, datorită structurii necorespunzătoare (multă cementită liberă).

Și garnitura de la caja a IV-a se comportă bine, pînă în prezent, în ceea ce privește rezistența la uzură. Astfel, pentru o uzură de 7,5% cu garnitura din fontă nodulară s-a laminat o cantitate de 4289 t profile, iar cu garnitura din oțel turnat, la o uzură de 35%, s-au laminat 4758 t profile.

Ar fi fost normal ca cilindrii din fontă tratată cu magneziu să fie comparați cu cilindri din fontă semidură netratată. Lucrul acesta nu este posibil întrucît la cajele VII—IV de la linia fină se folosesc numai cilindri din oțel.

La aceste caje solicitările mecanice sînt mai mari decît la cajele I — III unde se folosesc cilindri din fontă cu crustă dură și, de aceea, cilindrii din oțel prezintă o siguranță mai mare în exploatare.

Pe de altă parte, cilindrii de laminare de la linia fină au diametrele la fisuri de 140 și 160 mm, iar la rozete, de 135 mm, cea ce face ca la solicitările de la cajele VII—IV, cilindrii din fontă să nu prezinte siguranță în exploatare.

CZ 621.771.2-434.1

Comportarea cilindrilor de laminor la uzina metalurgică „Griviţa"

Ing. C. LĂZĂREANU
Uzina metalurgică „Griviţa"

La uzina metalurgică „Griviţa" se utilizează în exclusivitate cilindri de laminor produşi în ţară, şi anume : la caja degrosisoare — cilindri din oţel aliat, furnizaţi de I.S.C.T. ; la cajele finisoare — cilindri din fontă cu crustă dură, furnizaţi de uzina de fier „Vlahiţa" şi, în mai mică măsură, cilindri din oţel.

Sortimentele principale care se laminează sînt : oţel beton neted şi oţel beton cu profil periodic STAS 438—61, cu diametrul de 14—25 mm, din oţel OL 38 şi, respectiv, din oţel slab aliat 17 M 13. Aceste sortimente reprezintă circa 98% din producţia totală a laminorului, restul de circa 2% fiind constituit din profile uşoare pentru maşini agricole, şi anume : profil „obadă" profil „cornier riflat" şi profil „triplu cornier", laminate din oţeluri carbon obişnuite. Pentru laminarea acestor sortimente se utilizează de obicei ţagle de dimensiunile 80 × 80 × 1 700 mm.

Laminorul de profile dispune de următoarele utilaje de lucru : o cajă degrosisoare de construcţie trio, care are cilindri din oţel aliat turnaţi şi trataţi termic, cu diametrul de 470 mm şi lungimea tăbliei de 1 500 mm şi lucrează la o turaţie de circa 90 rot/min ; un tren finisor de construcţie trio, aparent compus din cinci caje de laminare cu cîte doi cilindri de lucru din fontă cu crustă dură. Cilindrii de la cajele 1—4 au diametrul de 320 mm şi lungimea tăbliei de 900 mm, iar cilindrii de la caja 5 au diametrul de 320 mm şi lungimea tăbliei de 600 mm. Turaţia cilindrilor la cajele finisoare este de circa 320 rot/min. Vitezele de laminare sînt de circa 2 m/s, la caja degrosisoare, şi de circa 5 m/s, la cajele finisoare.

La laminarea oţelurilor beton, planul trecerilor este următorul : şapte treceri la caja degrosisoare (pentru toate dimensiunile de oţel beton) ; patru treceri la cajele finisoare pentru diametre de 14 şi 16 mm şi, respectiv, două treceri pentru diametre de 18 şi 25 mm.

Profilele speciale se laminează în parte la caja degrosisoare şi în parte la cajele finisoare. Ele, nereprezentînd decît un procent foarte redus din producţia totală, nu influenţează în mod practic durabilitatea cilindrilor în exploatare.

Cilindrii de la caja degrosisoare sînt din oţel aliat Cr—Mo, turnaţi şi trataţi termic, avînd următoarea compoziţie chimică : 0,9 — 1,0% C ; 0,25 — 0,45% Si ; 0,7 — 0,9% Mn ; 0,9 — — 1,15% Cr ; 0,4 — 0,8% Mo ; max. 0,035% P ; max. 0,06% P + S ; max. 0,25% Cu ; max. 0,2% Ni şi duritatea de 300—350 HB.

Cilindrii de la cajele finisoare sînt confecţionaţi din fontă cu crustă dură, avînd următoarea compoziţie chimică medie : 3,5% C ; 0,35%Mn ; 0,7%Si ; max. 0,25%P ; max. 0,15%S şi duritatea de circa 450 HB. Grosimea medie a crustei dure este de 20—30 mm.

Producţia specifică medie anuală este de circa 10 t/h efectiv ; regimul de lucru este continuu cu cîte o oprire de opt ore la zece zile de lucru.

Consumul mediu anual teoretic de cilindri din oţel — la o producţie de circa 70 000 t/an — este de circa 21 t, respectiv de 0,300 kg/t.

Consumurile realizate în ultimii ani au fost următoarele : 0,226 kg/t în anul 1964 ; 0,270 kg/t în anul 1965 ; 0,296 kg/t în anul 1966 şi 0,257 kg/t în semestrul I al anului 1967.

Consumul mediu anual teoretic de cilindri din fontă cu crustă dură este de circa 0,300 kg/t.

Consumurile realizate în ultimii ani au fost următoarele : 0,351 kg/t în anul 1964 ; 0,400 kg/t în anul 1965 ; 0,261 kg/t în anul 1966 şi 0,238 kg/t în semestrul I al anului 1967.

Calitatea cilindrilor din oţel primiţi de la uzinele „Industria sîrmei" a fost bună. În ceea ce priveşte cilindrii din fontă livraţi de uzina de fier „Vlahiţa", se menţionează că aceştia au avut o grosime neuniformă a crustei dure (în unele cazuri a depăşit simţitor grosimea de 30 mm, iar în alte cazuri, dimpotrivă a fost prea mică). În ultimul timp se constată însă o ameliorare a calităţii, ceea ce a avut o influenţă însemnată şi asupra consumului specific de cilindri din semestrul I 1967, cînd s-a obţinut cel mai scăzut consum din perioada 1964—1967. Obţinerea acestui consum specific a fost determinată însă şi de o serie de măsuri tehnico-organizatorice, aplicate la laminorul de profile U.M.G., privind temperatura de laminare la trecerile finale, răcirea cilindrilor şi utilizarea raţională a calibrelor, în sensul valorificării fiecărui calibru de pe cilindru. În plus, s-a luat măsura de a se amplasa calibrele cît mai apropiate unul de altul, iar la recalibrare, reconstituirea formei să se facă printr-o reducere minimă a diametrului.

CZ 621.771.2—434.1 :620.178.3

Considerații privind durabilitatea cilindrilor semiduri în exploatare la uzina „Oțelul roșu"

Ing. P. MUNTEANU
Uzina „Oțelul roșu"

Pînă în anul 1964, cilindrii semiduri s-au importat. Din acest an s-a început fabricația lor în țară, la uzina „Victoria" — Călan, unde s-a modificat lungimea tăbliei, de la 2 300 la 1 750 mm, ca urmare a îmbunătățirii calibrajului de la laminorul finisor.

Pe linia îmbunătățirii calității cilindrilor la uzina „Oțelul roșu", s-a ajuns la durități pînă la 600 HB, la cilindrii duri, și la 460 HB, la cilindrii indefiniți cu grafit nodular. Aceștia înlocuiesc cu succes cilindrii semiduri cu grafit lamelar (duritate între 260 și 290 HB).

Prin măsurile luate, s-a reușit să se toarne cilindri mici pentru profile din fontă tratată cu magneziu, la care duritatea scade puțin în adîncime, iar uzura calibrului este destul de uniformă. Rezultatele arată că există comparabilitate între cilindrii de import (R.F.G., R.D.G., R.S.C. și U.R.S.S.) și cilindrii indefiniți, turnați în țară, cu observația că la cilindrii indefiniți se rup prematur rozetele în exploatare, deficiență care este în curs de înlăturare.

Cercetările pentru îmbunătățirea calității cilindrilor s-au orientat atît pe folosirea de magneziu, cît și pe cea de prealiaj de nichel-magneziu. Astfel s-au putut înlătura în mare măsură : crăpăturile longitudinale, excentricitatea crustei, proporția de constituenți duri, și, în structură, de picături reci.

În ceea ce privește exploatarea cilindrilor, nu există o preocupare suficientă în uzină, în timpul procesului de laminare, întrucît se constată variații de temperatură, suprapresiune, montări necorespunzătoare, încălziri rapide a cilindrilor, ceea ce duce la ruperea lor chiar din primele ore de funcționare.

Astfel, la laminorul de tablă de la uzina „Oțelul roșu" se șlefuiește cu un singur dispozitiv corespunzător săgeții de 0,5 mm, ceea ce face ca la cilindrii care nu se dilată corespunzător săgeții să se lucreze cu suprapresiuni care duc la ruperea cilindrilor. Se împerechează cilindri cu crustă dură diferiți, cauză care duce la ruperea cilindrilor mai solicitați. Nu se respectă detensionările (îmbătrînirea metalului).

În studiile anterioare s-a arătat că în cazul introducerii cilindrilor imediat după turnare, în exploatare, s-a ajuns la un consum specific de peste 40 kg/t, în timp ce la cilindrii detensionați natural (lăsați pe stoc aproximativ 500 zile) s-a ajuns la un consum de 4 kg/t, atît cît realizează o uzină similară din Ungaria unde laminorul de tablă are cilindri care au lucrat 3 200 h.

Se consideră că s-ar produce economii mari numai prin încadrarea laminorului de tablă în specificația literaturii de specialitate, adică de la 12 kg/t realizat la 8 kg/t.

La laminorul de profile deși s-a mărit cantitatea de bandă și se lucrează cu cilindri indefiniți, care au înlocuit cu succes cilindrii semiduri (260 HB), consumul de cilindri este încă mare.

Consumul de cilindri în anul 1966 este arătat în tabela 1.

Tabela 1

	Cilindri		
	Rupți, kg	Uzați, kg	Total, kg
Cilindri fontă	32 463	60 968	93 431
Cilindri oțel	—	29 144	29 144
Total :	32 463	90 112	122 575

Producția de laminate în 1966 a fost :

— bandă	26 202 920 kg
— beton	7 566 640 kg
— profile	6 290 770 kg
Total	40 060 330 kg

Cauzele care au dus la ruperea prematură a cilindrilor din fontă au fost : apa de răcire necorespunzătoare (nu este bine filtrată, fiind amestecată cu nisip) ; ungere insuficientă. Aceste neajunsuri generează uzura fusului, care de cele mai multe ori duce la scoaterea prematură din uz a cilindrului ; folosirea lagărelor de oțel cu duritate mai mare decît a fusului ; producerea de noduri în timpul laminării bandei, care face ca pe suprafața cilindrului să apară fisuri adînci, zgîrieturi etc. ; nerespectarea procesului tehnologic ; fixarea necorespunzătoare a lagărelor în portlagăre.

Toate acestea au dus la un consum de 4,95 kg/t, față de 2 kg/t la fontă, și 1,2 kg/t la oțel, și față de 0,8—1 kg/t la laminare de profile ușoare cu lagăre, cît indică literatura de specialitate.

Remedierea cauzelor arătate ar duce la economii importante.

CZ 621.771.2 – 114 :669.13 – 434.1 :620.178.3

Durabilitatea în exploatare a cilindrilor din fontă la laminoarele continue de la Combinatul siderurgic — Hunedoara

Ing. N. CLEJ
Combinatul siderurgic – Hunedoara

La linia de sîrmă se utilizează cilindri semiduri din fontă la trenul pregătitor (cajele 5—8) şi la trenul intermediar (cajele 9 — 18). Pînă în prezent s-au utilizat cilindri de la următorii furnizori : R.F.G. (primiţi o dată cu laminorul), Austria, Japonia, uzinele „Oţelul roşu" şi „Victoria"-Călan.

Compoziţia chimică şi duritatea cilindrilor sînt date în tabela 1.

Pentru executarea în ţară a cilindrilor semiduri din fontă aliată cu grafit nodular s-a întocmit un caiet de sarcini, care serveşte ca bază de plecare pentru uzinele producătoare şi care trebuia să fie îmbunătăţit în funcţie de rezultatele obţinute în exploatare.

În caietul de sarcini s-a prevăzut următoarea compoziţie chimică : 3,1 — 3,5% C ; 1,2 — 2,0% Si ; 0,3 — 0,8% Mn ; max. 0,1% P ; max. 0,05% S ; 0,6 — 1,1% Cr ; 2,0 — 2,8% Ni ; 0,3 — — 0,6% Mo.

De asemenea, s-a prevăzut ca duritatea tăbliei să fie de 55 — 60 Shore, iar duritatea fusurilor, de 260 — 300 HB ; scăderea durităţii pe secţiunea tăbliei trebuie să fie de max. 50 HB pe 100 mm.

Structura : ledeburită, perlită pînă la bainită, cu grafit nodular fin dispersat.

După acest caiet de sarcini s-au turnat la uzina „Victoria"—Călan cilindri care s-au experimentat în anii 1966 şi 1967 la liniile continue de la Combinatul siderurgic — Hunedoara.

Durabilitatea medie cea mai mare a cilindrilor semiduri din fontă aliată, la linia de sîrmă, au avut-o cilindrii din Austria urmaţi de cei din R. F.G., Japonia şi Călan (tabela 2). Cilindrii de la Călan au o durabilitate de trei ori mai mică decît cei din Austria. Uzura calibrelor fiind mai mare, este necesar ca aceştia să fie strunjiţi mai mult la recalibrare.

Astfel cu cilindrii din Austria s-au laminat 6 255 t şi s-au restrunjit 3 mm, în timp ce cu cilindri de la Călan s-au laminat 4 131 t şi s-au restrunjit 6 mm. Cauzele care fac ca aceşti cilindri să aibă o durabilitate mică sînt : duritatea mică, structură de multe ori necorespunzătoare (mult grafit liber).

Prin utilizarea cilindrilor de la Călan consumul de cilindri a crescut cu 22%. În urma acestor rezultate uzinele „Victoria"-Călan au modificat tehnologia de turnare, mărind duritatea tăbliei la 450 HB (63° Shore „C"). Primii cilindri turnaţi după această tehnologie au lucrat 3 campanii de laminare în cajele 9 şi 10 ; comportarea lor a fost mulţumitoare pentru început (200 t/mm).

La linia de profile mici se utilizează cilindri semiduri la trenul pregătitor (cajele 5—8), la trenul intermediar (cajele 9 — 16) şi la trenul finisor (cajele 17—20, numai la profilul cornier).

Pînă în prezent s-au utilizat cilindri de la următorii furnizori : R.F.G., Austria, U.R.S.S., Japonia, uzina „Oţelul roşu" şi uzina „Victoria" — Călan.

Cajele 5—8 au folosit iniţial cilindri din oţel aliat forjat, care pe parcurs au fost înlocuiţi cu cilindri din fontă cu grafit nodular, semidură, aliată, importaţi din R.F.G., Austria şi Japonia. Durabilitatea cea mai mare au avut-o cilindri din Austria (1 200 t/mm), urmaţi de cei din Japonia (980 t/mm) şi din R.F.G. (930 t/mm). La aceste caje nu s-au utilizat cilindri de la uzina „Victoria" — Călan.

Cajele 9 — 16, precum şi cajele 16—20 pentru cornier, utilizează cilindri din fontă cu grafit nodular semidură cu duritatea 55—60 Shore, proveniţi din R.F.G., Austria, U.R.S.S., „Oţelul roşu" şi Călan. Comportarea cea mai bună o au cilindrii din Austria.

Cilindrii livraţi de uzina „Victoria" — Călan au o durabilitate cu 15 — 25% mai mică decît cei din Austria, deşi au compoziţia chimică şi duritatea identică cu a celor din Austria (tabela 1).

În tabela 3 se prezintă durabilitatea medie, în t/mm, realizată în 1966—67 la cilindrii din fontă semidură şi dură.

La laminorul de profile mijlocii se utilizează cilindri din fontă semidură, la trenul III şi IV (caja 9—14) pentru laminarea rotundului de 32—80 mm şi a cornierului de 60 × 60 —100 × × 100 mm. Cilindrii provin din Austria, U.R.S.S., Japonia, R.F.G. şi Călan.

Durabilitatea cilindrilor din fontă semidură la laminarea profilelor rotund şi lat este mulţumitoare (tabela 3), iar diferenţele dintre o calitate şi alta sînt foarte mici.

Problemele cele mai grele se pun la laminarea cornierului de 60 × 60 — 100 × 100 şi U 6,5 — U 12, iar începînd din acest an şi la laminarea profilului I 8, 10, 12.

Iniţial s-au utilizat cilindri din oţel special turnat, cu duritatea de 55—62 Shore, care au prezentat un aspect necorespunzător al suprafeţei laminatului şi o uzură foarte mare.

Tabela 1

Material	Linia de laminare	Caja nr.	Furnizor	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Duritatea
Fontă semidură aliată cu grafit nodular	Sîrmă și profile mici	5—8 și 9—16	R.F.G.	3,5	0,80	0,45	max. 0,3	max. 0,04	0,65	1,98	0,33	52— 56 Shore
			Austria	3,0 —3,5	1,0 —2,0	0,3 —0,8	max. 0,15	max. 0,02	0,65	1,8—2,5	0,30	55— 60 Shore
			Japonia	3,0 —3,5	1,0 —2,0	0,3 —0,8	max. 0,15	max. 0,02	0,5 —0,8	0,85	—	50 Shore
			Oțelul roșu U. V. Călan	2,95 3,1 —3,5	2,63 1,2 —2,0	0,98 0,3—0,8	0,53 max. 0,1	0,016 max. 0,05	— 0,6 —1,1	1,10 2,0—2,8	0,45 0,3 —0,6	365 HB 380—430 HB
			U.R.S.S.	3,09	1,93	0,53	0,22	0,07	0,74	1,04	—	369 HB
Fontă semidură aliată cu grafit nodular	Profile mijlocii	9—14	Japonia	3,24	1,03	0,52	0,058	0,19	0,95	2,60	0,29	63— 64 Shore
			U.R.S.S.	3,43	2,11	0,68	0,20	0,011	0,51	1,14	—	363 HB
			Austria	3,0 —3,5	1,0 —2,0	0,3 —0,8	max. 0,15	max. 0,02	0,5 —1,0	1,8—2,5	0,2 —0,6	55— 60 Shore
			U. V. Călan	3,1 —3,5	1,2 —2,0	0,3 —0,8	max. 0,2	max. 0,02	0,6 —1,1	2,0—2,8	0,3 —0,6	380—430 HB
Fontă dură	Sîrmă și profile mici	19—24	R.F.G.	3,0 —3,5	0,5 —0,8	0,2 —0,8	max. 0,3	max. 0,06	—	0,09	0,11	64— 68 Shore
			Austria	3,0 —3,6	0,8 —0,30	0,2 —0,6	max. 0,15	max. 0,1	0,6 —1,1	max. 0,5	0,20—0,60	65— 70 Shore
			U.R.S.S.	3,1 —3,6	0,8 —1,3	0,2 —0,6	cca. 0,15	cca. 0,1	0,6 —1,1	2,0 —3,5	0,2 —0,6	65— 70 Shore
		17—20	Vlahița	3,05—3,71	0,40—0,7	0,20—0,39	max. 0,35	max. 0,15	0,06—0,10	—	—	61— 64 Shore
				2,6 —3,4	0,6 —1,0	0,4 —0,6	max. 0,35	max. 0,15	0,6 —1,1	0,8—1,5	0,25—0,5	min. 500 HB
Fontă extradură	Benzi	0,9—0,14	R.F.G.									
			Japonia	3,20—3,40	0,5 —0,7	0,9 —1,1	max. 0,15	max. 0,06	1,5 —1,8	4,0—4,5	0,25—1,40	76— 80 Shore
			Belgia	3,31	0,85	0,44	0,13		0,99	3,22	0,31	74 Shore
			Austria					0,068				
			Italia	3,20—3,5	0,9 —1,1	0,9 —1,2	minim	minim	1,6 —2,0	4,5—5,00	0,3 —0,5	85 Shore
			Vlahița									

Tabela 2

Caja nr.	Furnizorul	Durabilitatea medie, t/mm					
		1966			1967		
		Ø 6	Ø 8	Ø 10	Ø 6	Ø 8	Ø 10
5—6	Austria		—			—	
	Japonia		1 600			1 482	
	Călan		—			—	
7—8	Austria		—			—	
	Japonia		1 725			1 482	
	Călan		—			1 726	
9—10	R.F.G.		—			—	
	Austria		2 085			1 991	
	Călan		602			725	
11—12	R.F.G.		—			—	
	Austria		1 800			1 045	
	Călan		440			—	
13—14	R.F.G.		—			—	
	Austria		1 800			1 414	
	Călan		782			—	
15—16	R.F.G.		—			—	
	Austria		1 600			780	
	Călan		472			460	
19	R.F.G. Austria	1 010	1 020	1 080	1 660	1 257	873
	U.R.S.S.	—	—	—	—	—	—
	Vlahița	1 060	1 124	—	774	1 310	—
20	R.F.G. Austria	1 120	900	1 250	1 000	816	1 079
	U.R.S.S.						
	Vlahița	1 140	1 130	—	1 316	1 320	—
21	R.F.G. Austria	650	730	—	—	—	—
	U.R.S.S.						
	Vlahița	750	1 040	—	1 025	961	—
22	R.F.G. Austria	1 150	720	—	613	559	—
	U.R.S.S.						
	Vlahița	1 200	850	—	920	726	—
23	Austria	515	—	—	593	—	—
	U.R.S.S.						
	Vlahița	540	—	—	914	—	—
24	Austria	550	—	—	712	—	—
	U.R.S.S.						
	Vlahița	650	—	—	660	—	—

Începînd cu anul 1965 s-au folosit cilindri din fontă semidură, de import și de la uzina „Victoria"-Călan. Calitatea suprafețelor a fost mai bună, iar uzura cu mult mai mică în comparație cu cilindrii din oțel aliat.

La acești cilindri s-au constatat însă ruperi foarte multe, în special la cordoanele marginale și la cele interioare.

Pentru evitarea acestui lucru s-au mărit cordoanele prin amplasarea a mai puține calibre pe cilindru și s-a modificat și calibrarea; ca urmare, frecvența ruperilor a scăzut.

Tabela 3

Caja nr.	Furnizorul	Durabilitatea medie, t/mm							
		1966				1967			
		Ø 8–16	Ø 18–30	cornier 20×20 50×50	lat	Ø 8–16	Ø 18–20	cornier 20×20 50×50	lat
5–6	R.F.G.								
	Austria			1 215				1 210	
	Japonia			987				987	
7–8	R.F.G.								
	Austria			1 485				1 450	
	Japonia			1 180				1 187	
9	R.F.G.	1 082				1 085			
	Austria	1 100	1 310	945		1 100	1 310	945	1 845
	U.R.S.S.		1 269				1 270		1 762
	Japonia			827				830	
	Călan	860		790		840		750	
10	R.F.G.	910				910			
	Austria	960	1 245	818		963	1 243	820	1 814
	U.R.S.S.		1 227				1 228		1 800
	Japonia	783						740	
	Călan	890		745					
11	R.F.G.	1 053				1 050			
	Austria	1 022	1 300	700		1 029	1 312	705	1 842
	U.R.S.S.		1 200	610		—	1 219	611	1 770
	Japonia			611				613	
	Călan	870		550		871		577	
12	R.F.G.	884				885			
	Austria	970	1 280	820		972	1 280	822	1 690
	U.R.S.S.		1 280				1 270		
	Japonia			760				769	1 573
	Călan	711		560		710		655	
13	R.F.G.	765				767			
	Austria	750	1 290			756	130		
	U.R.S.S.								
	Japonia								
	Călan								
14	R.F.G.	810				885			
	Austria	830	1 150			895	1 152		
	U.R.S.S.		910				915		
15	R.F.G.	730				730			
	Austria	750	1 100			754	1 154		
	U.R.S.S.		1 080				920		
	Oţelul roşu								
16	R.F.G.	1 110				1 115			
	Austria	1 150	1 290			1 127	1 214		
	U.R.S.S.		1 280				1 210		
	Oţelul roşu								
18	R.F.G.								
	Austria			462				480	
	U.R.S.S.								
	Japonia			410				458	
	Călan			303				300	
20	R.F.G.								
	Austria			395				399	
	U.R.S.S.								
	Japonia			342				340	
	Călan			300				315	
17	R.F.G.	1 760				1 765			
	Austria	1 775	1 370		775	1 799	1 400		775
	U.R.S.S.		1 320				1 312		
18	R.F.G.	1 720				1 722			
	Austria	1 800	1 471		770	1 797	1 470		760
	U.R.S.S.		1 350				1 353		770
19	R.F.G.	1 648				1 650			
	Austria	1 700	1 450		750	1 690	1 455		750
	U.R.S.S.		1 410		750		1 412		755
20	R.F.G.	1 710				1 710			
	Austria	1 850	1 600		760	1 848	1 595		760
	U.R.S.S.		1 465				1 467		751

La profilul cornier a fost înlocuit complet oţelul cu fontă.

Durabilitatea cilindrilor la caja finisoare (14), la profilul U, este următoarea : 190 t/mm cilindri din oţel special turnat ; 160 t/mm cilindri din fontă din U.R.S.S. ; 100 t/mm cilindri din fontă de la Călan. Se menţionează că la cilindrii din fontă s-au luat în calcul şi cilindrii rupţi ; altfel rezultatele ar fi fost mai bune.

În tabela 4 se poate vedea durabilitatea cilindrilor la linia de profile mijlocii.

În viitor se vor utiliza cilindri din oţel turnat numai pentru profilul U şi I, iar pe măsura posibilităţii se vor introduce şi cilindrii de la Călan, din fontă semidură.

În concluzie, se consideră că cilindrii din fontă semidură, turnaţi la uzinele „Victoria"-Călan, se îmbunătăţesc de la an la an, dar progresele obţinute sînt prea mici în raport cu cerinţele impuse de obţinerea unui laminat de calitate.

Cilindrii din fontă cu crustă dură se utilizează la laminorul de profile mici la cajele finisoare 17 — 20 şi la linia de sîrmă, trenurile finisoare cajele 19 — 24.

În tabela 1 se indică compoziţia chimică a acestor cilindri.

La linia de sîrmă (cajele 19 — 24) se utilizează cilindri cu duritatea cuprinsă între 65 şi 70 Shore „C", proveniţi din R.F.G. (aduşi o dată cu laminorul), Austria, U.R.S.S. şi Vlahiţa. Începînd cu anul 1965 se folosesc numai cilindri turnaţi la Uzina de fier—Vlahiţa.

Cilindrii de la Vlahiţa au o comportare mai bună în comparaţie cu cilindrii din U.R.S.S. şi Austria. Astfel, în anul 1966, la caja 24 ∅ 6, durabilitatea medie a fost de 550 t/mm la cilindrii din Austria şi 650 t/mm la cilindrii de la Vlahiţa.

Întrucît cantitatea laminată pe calibru este mică (cca. 30—40 t), iar la oţelurile cu carbonul ridicat şi mai mică, se impune mărirea durităţii cilindrilor de la cajele finisoare a laminorului de sîrmă. Această mărire este condiţionată însă de posibilitatea strunjirii acestor cilindri.

Tabela 4

Caja nr.	Materialul	Furnizorul	Durabilitatea medie, t/mm							
			1966				1967			
			Ø 32—80	lat 50—150	Cornier 60×60—100×100	U 6,5 — U 12	Ø 32—80	lat 50—150	Cornier 60×60—100×100	U 6,5 — 12
9	Fontă semidură	Austria	1 200	—	—	—	856	—	—	—
		U.R.S.S.	1 300	1 100	—	—	800	450	—	—
		Japonia	—	—	400	—	600	—	300	—
		Călan	1 200	1 200	—	260	—	—	—	—
	Oţel turnat	R.F.G.	—	—	—	360	—	—	—	300
10	Fontă semidură	Austria	1 150	1 200	—	—	—	—	—	—
		U.R.S.S.	1 100	—	—	—	800	350	—	—
		R.F.G.	1 200	1 200	—	—	700	360	—	—
11	Fontă semidură	Austria	1 300	1 200	—	—	—	—	—	—
		U.R.S.S.	1 250	1 000	—	—	600	400	—	—
		Japonia	—	—	450	320	—	—	260	—
		Călan	—	—	350	240	—	—	210	200
	Oţel turnat	R.F.G.	—	—	—	360	—	—	—	350
12	Fontă semidură	Austria	1 250	1 200	—	—	500	380	—	—
		U.R.S.S.	1 100	1 150	—	—	400	390	—	—
		Japonia	—	—	380	—	—	—	240	—
		Călan	—	—	290	190	—	—	—	200
	Oţel turnat	R.F.G.	—	—	—	240	—	—	—	300
13	Fontă semidură	Austria	1 200	1 250	—	—	600	—	—	—
		U.R.S.S.	1 000	1 200	—	—	600	250	—	—
		R.F.G.	1 000	—	—	—	—	240	—	—
14		Austria	—	1 200	—	—	—	—	—	—
		U.R.S.S.	—	1 100	320	160	—	—	—	—
		Japonia	—	—	380	—	—	—	220	—
		Călan	—	—	260	100	—	—	130	90
	Oţel turnat	Japonia	—	—	—	—	—	—	—	130
		R.F.G.	—	—	—	190	—	—	—	140

Cilindrii din fontă extradură se utilizează la linia de benzi, trenul finisor cajele cuarto (9 —14) cu dimensiunile tăbliei de ∅ 310 × 600 mm.

Condiţiile pe care trebuie să le îndeplinească aceşti cilindri sînt: rezistenţă mare la uzură (duritate mare, peste 80° Shore „C"); rezistenţă la torsiune ridicată a fusului, deci miez moale şi tenace; rezistenţă la şocuri termice; rezistenţă la presiuni specifice mari, ca să nu se exfolieze; asperităţile (microrugozitatea) pe suprafaţa uzată să fie cît mai mici posibil, pentru a avea o calitate bună a suprafeţei benzii.

Pînă în prezent s-au utilizat cilindri de la următorii furnizori: R.F.G. (o dată cu laminorul majoritatea s-au rupt la probele de laminare), Belgia, Austria, Japonia, Italia şi Vlahiţa.

Durabilitatea lor în exploatare (t/mm) este dată în tabela 5.

Tabela 5

Furnizorul	Anul			
	1964	1965	1966	1967
R.F.G.	338	—	—	—
Belgia	364	462	—	—
Austria	383	437	—	—
Japonia	—	428	567	—
Italia	—	—	631	492
Vlahiţa	—	—	—	311

Superioritatea cilindrilor italieni se explică prin gradul mai ridicat de aliere (tabela 1).

CZ 669.13/. 14–434.1 :620.178.3

Durabilitatea cilindrilor de laminor din fontă şi oţel la uzinele „Industria sîrmei" — Cîmpia Turzii

Ing. D. MOGA, ing. M. ROŞCA şi ing. Gh. COCAN
Uzinele „Industria sîrmei" – Cîmpia Turzii

La uzinele „Industria sîrmei" — Cîmpia Turzii se folosesc pentru cele două laminoare de tip liniar cilindri din oţel aliat şi din fontă cu crustă dură cu care se lamineză o gamă variată de sortimente, ca: semifabricate — ţagle 65 × ×65 ×1 450—2 200 mm din lingouri de 180 kg; profile rotunde cu diametrul de 14 — 32 mm; late 20 × 5 — 70 × 14 mm; pătrate 13 × 13 — 30 × 30 mm; hexagonale 14 — 29 mm; semirotunde 20 × 7 — 38 × 13 mm; rombice 22 × × 16 mm; sîrmă din oţel cu diametrul de 6—14 mm; trapez II şi III; potcoave PA şi PB; sîrmă din cupru cu diametrul de 8 mm.

Cilindrii din oţel aliat utilizaţi au următoarele dimensiuni: ∅ 470 × 1 400 mm în cazul cajelor trenului pregătitor de la laminorul de profile; ∅ 365 × 1150 mm pentru caja degrosisoare a laminorului de sîrmă.

Cilindrii se toarnă din oţel aliat cu compoziţia chimică din tabela 1.

Tabela 1

Elementul	Pentru oţel calmat şi aliat	Pentru oţel necalmat
C	0,90—1,05	0,75—0,85
Mn	0,75—0,95	0,65—0,85
Si	0,15—0,35	0,15—0,35
Cr	2,00—2,30	0,75—1,00
Ni	1,40—1,60	0,70—1,00
Mo	0,35—0,45	0,15—0,30
S	max. 0,03	max. 0,03
P	max. 0,03	max. 0,03

După turnare se execută următoarele operaţii tehnologice: recoacere de înmuiere; retezarea fusurilor şi centrarea; eboşarea tăbliei, a fusurilor şi a calibrelor; tăierea rozetelor; tratamentul de îmbunătăţire; finisarea fusurilor, a tăbliei şi a calibrelor.

După tratamentul de îmbunătăţire se obţine o duritate de 330 — 420 HB la tăblie şi de 190 —230 HB la fus.

Dinamica consumurilor specifice de cilindri la laminorul de sîrmă şi la laminorul de profile uşoare şi ţagle, comparată cu consumurile planificate în perioada 1 I 1966—31 III 1967 este prezentată în figura 1 (*a* — pregătitor sîrmă; *b* — pregătitor profile; *c* — pregătitor ţagle; *1* — consum specific planificat; *2* — consum specific realizat).

Variaţia consumurilor specifice se datorează ruperii cilindrilor sau schimbărilor garniturilor de cilindri, ca urmare a schimbării sortimentelor înainte de uzarea completă a calibrelor.

Principalele deficienţe ale cilindrilor din oţel aliat sînt: rezistenţa la uzură relativ redusă, fisurarea datorită unor amorse provenite din microdefecte şi accentuate treptat în timpul exploatării în urma supraîncălzirilor locale, urmate de răciri bruşte, precum şi ruperile. Fisurarea a ajuns uneori pînă la 20—25% din secţiune (pe adîncimi care au variat între 20 şi 80 mm).

Rezistenţa mai scăzută a cilindrilor în exploatare se explică şi prin faptul că în ultimii ani a crescut producţia de laminate din oţeluri aliate (65% în anul 1966 faţă de 45% în 1965).

Pentru mărirea duratei de funcţionare a cilindrilor din oţel s-au făcut încercări de încărcare cu sudură a calibrelor uzate. Din

experimentările efectuate rezultă că metoda încărcării cilindrilor prin sudură automată sub flux nu se poate considera soluționată deoarece nu s-a găsit un flux de sudură care să permită formarea unei cusături cu duri-

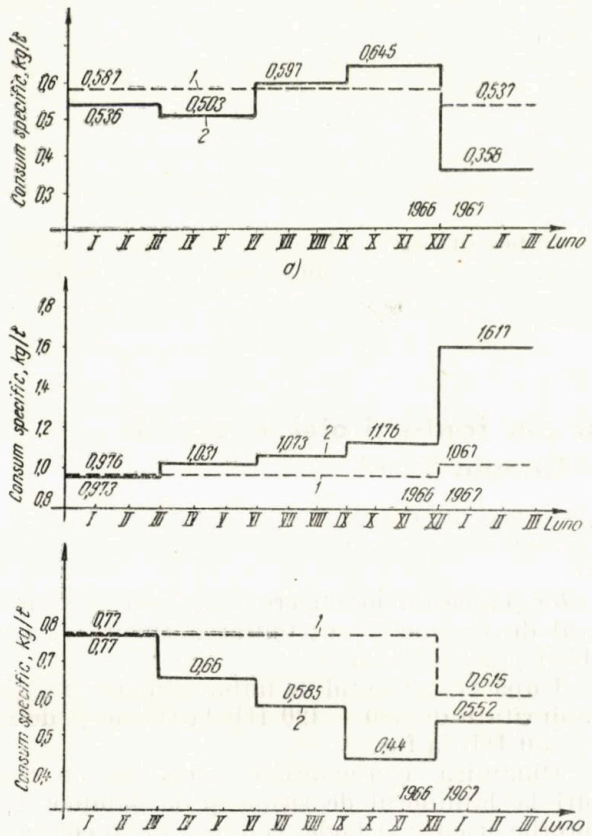


Fig. 1

tate ridicată și care să formeze o zgură ce poate fi eliminată ușor.

Cilindrii din fontă cu crustă dură utilizați au dimensiunile ∅ 290 × 600 mm. În anul 1966 s-au folosit la ambele laminoare 109 571 kg cilindri din fontă din țară sau din import și anume: 69 062 kg de la uzina de fier „Vlahița", 28 615 kg din U.R.S.S. și 11 894 kg din R.P. Polonă.

Scoaterea cilindrilor din uz s-a datorat următoarelor cauze: duritate necorespunzătoare (scăzută) pe unele porțiuni din tăblia cilindrului; uzură treptată a rozetei pînă la dimensiuni la care s-a rupt sau nu mai era posibilă cuplarea; fisuri în crusta dură pe circumferință, cauzate de răciri necorespunzătoare; patinări de material datorită vitezelor mari de laminare etc.; defecte de turnare, manifestate în zona rozetei, care au micșorat rezistența la torsiune; ruperi cauzate de refulări de material între ghidajul de ieșire și cilindru sau întreruperea bruscă a apei de răcire la fusuri sau pe tăblie.

La laminorul de sîrmă, cei mai mulți cilindri rupți au fost la cajele 1—2, întrucît sînt solicitați intens atît la încovoiere, cît și la torsiune, cajele de lucru fiind dispuse liniar; în plus ei constituie și organul de transmitere a momentului de torsiune pentru cajele 3, 4, 5, 6 și 7.

De asemenea, același fenomen se manifestă și la caja trio a trenului finisor al laminorului de profile, care are același aranjament în linie al cajelor de laminare, cilindrii constituind și aici elemente ale transmisiei momentului de torsiune.

Dinamica consumurilor specifice de cilindri la laminorul de sîrmă și de profile, com-

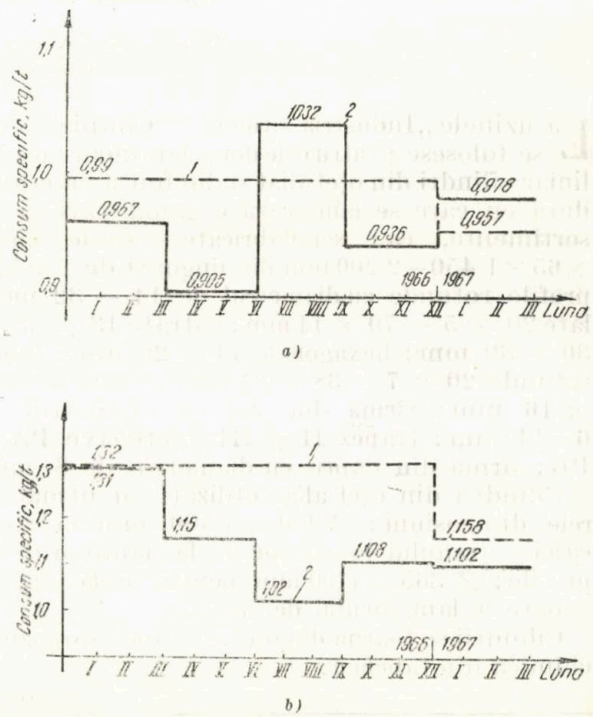


Fig. 2

parată cu consumurile planificate în această perioadă, este prezentată în graficele din figura 2 (*a* — laminorul de sîrmă; *b* — lamino-

Tabela 2

Oțel moale			Oțel aliat			Oțel de funii		
Producția de laminate, t	Ore de funcționare	t/cil., h	Producția de laminate, t	Ore de funcționare	t/cil., h	Producția de laminate, t	Ore de funcționare	t/cil/.,h
10 969	753	14,5	3 300	633	5,2	4 530	453	9,7
19 744	1 300	15,3	5 530	749	7,3	7 213	740	10

rul de profile; *1* — consum specific planificat; *2* — consum specific realizat).

Variaţia consumurilor specifice se datorează ruperii cilindrilor sau utilizării incomplete a calibrelor între două restrunjiri.

Tabela 3

Furnizorul	Producţia de laminate, t	Ore de funcţionare	Indice t/cil. h
Uzina de fier „Vlahiţa"	7 147—17 158	1 106—2 457	6,5—7,0
U.R.S.S.	4 940—13 617	810—1 900	6,1—7,2
R. P. Polonă	4 730—17 020	718—3 036	6,6—5,7

Indicii de utilizare a cilindrilor de fontă variază în funcţie de sortimentele care s-au laminat. Astfel, la cilindrii care au ajuns la limita de uzură şi au fost scoşi din exploatare pe trei sortimente în cadrul laminorului de sîrmă, s-au obţinut indicii din tabela 2.

Pentru laminorul de profile uşoare, indicii realizaţi la cilindri sînt prezentaţi în tabela 3.

Din cauza ruperilor cilindrilor înainte de limita de uzură, consumul de cilindri în această perioadă s-a majorat cu 9 770 kg. Tot din cauza ruperilor de cilindri, laminoarele au staţionat în această perioadă 46,5 h reprezentînd circa 0,27 % din timpul efectiv de producţie (tabela 4).

Tabela 4

Secţia	Timpul de opriri, h	Timpul efectiv de lucru, h	%
Laminorul de profile	32	8 472	0,38
Laminorul de sîrmă	14,5	8 680	0,17
Total	46,5	17 152	0,27

Considerînd o medie a productivităţii orare pe laminoare de aproximativ 10 t/h, s-a pierdut din producţie o cantitate de 460—470 t numai datorită ruperilor de cilindri.

Compoziţia chimică a fontei cilindrilor utilizaţi în această perioadă, pe furnizori, a fost cea indicată în tabela 5.

Tabela 5

Furnizorul	Compoziţia chimică, %							
	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo
Uzina de fier „Vlahiţa"	3,67	0,72	0,44	0,406	0,056	—	—	—
	3,79	0,43	0,27	0,372	0,056	—	—	—
U.R.S.S.	3,62	0,35	0,51	0,45	0,14	0,06	0,13	—
	3,76	0,34	0,52	0,52	0,10	0,06	0,20	—
R. P. Polonă	3,70	0,34	0,52	0,36	0,136	0,04	0,04	0,27
	3,90	0,49	0,40	0,37	0,112	0,07	0,05	0,23

CZ 621.771.23 – 434.1

Exploatarea cilindrilor pentru laminoarele de tablă subțire de la Laminorul de tablă de la Galați

Ing. C. GRAMA
Laminorul de tablă – Galați

La laminoarele de tablă subțire cu trenuri de laminoare în linii care lucrează, la cald, table în pachete, se folosesc cilindri din fontă dură, din fontă cu grafit nodular semidur și din oțel aliat.

Înainte de a fi trecuți în exploatare, cilindrii sînt supuși unui tratament de detensionare pentru eliminarea tensiunilor interne, și anume:

— la o detensionare naturală prin îmbătrînire, lăsînd cilindrii 4—6 luni în depozit;

— la o detensionare artificială (încălzire pînă la temperatura de 450—500°C, cu o viteză de încălzire de 15—20° C/h, menținere la această temperatură cîte o oră pentru fiecare 25 mm diametru și apoi răcire cu o viteză de 5—10°C/h).

Cilindrii de fontă cu crustă dură se utilizează în mod exclusiv la cajele finisoare și au diametre de 650—700 mm și lungimea tăbliei de lucru de 815, 1 000, 1 200, 1 300, 1 450, respectiv 800, 1 000, 1 250, 1 500 mm.

Cilindrii lucrînd la cald la o temperatură de 380—420°C trebuie astfel șlefuiți încît, în timpul funcționării, în urma dilatărilor și încovoierilor, să se prezinte perfect cilindrici. De aceea, cilindrii finisori se șlefuiesc concav, avînd săgeți de 0,20, 0,45, 0,50 mm.

Cercetarea repartizării temperaturii de-a lungul tăbliei cilindrului arată că, în cazul unor cilindri avînd D : L = 720 : 1 020 și 760 : 1 020, folosiți la laminarea tablelor subțiri cu dimensiuni mari, arată următoarele temperaturi în diferite puncte din cilindru, măsurate la 10 min după ruperea cilindrului pornind de la mijlocul tăbliei către fusuri:

D : L	A	B	C	D	F	G
720 : 1 020	391	356	263	250	186	128
760 : 1 020	372	338	265	192	165	107

Se recomandă o preîncălzire cu viteză mică, de 40°C/h, pînă la 250°C, urmată de o creștere cu o viteză și mai mică, de 30°C/h, pînă la 350°C, și apoi o menținere la 380—400°C.

Preîncălzirea se poate face în cajă (la uzina „Ciocanul" — Nadrag și „Oțelul roșu" și la laminorul 4 de la Laminorul de tablă — Galați) sau separat în instalații adecvate (laminoarele 1, 2, 3 de la Laminorul de tablă — Galați).

La Laminorul de tablă — Galați preîncălzirea cilindrilor se face prin curenți de inducție de frecvență joasă (50 Hz) care prezintă o serie de avantaje față de alte metode de preîncălzire și anume: deservirea ușoară a instalației; spațiul industrial ocupat este mic; întreținerea minimă; încălzirea uniformă în toată masa cilindrului; se realizează o încălzire a tăbliei și nu a fusurilor; reglarea ușoară a temperaturii, lipsă de zgomot.

Cheltuielile de exploatare sînt comparabile cu cele ale unei instalații folosind arderea gazului metan.

Gradientul caloric este de 40°C/h.

Cilindrii care se preîncălzesc la această instalație au următoarele caracteristici: greutatea —5 t; lungimea tăbliei —800 — 1000 mm; diametrul tăbliei — 700 mm.

După introducerea preîncălzirii prin inducție procentul ruperilor de cilindri din cauza variațiilor de temperatură a scăzut față de situația din anul 1964 cu: 20% în 1965; 5% în 1966; 30% în 1967 (cinci luni).

De foarte mare importanță este și alegerea cilindrilor și împerecherea lor într-o cajă. Cilindrii formînd o pereche de lucru trebuie să aibă calități fizico-chimice și mecanice foarte apropiate. Ei trebuie să aibă valori apropiate ale durităților pe tăblie și pe fusuri, ale diametrelor, ale stării de uzură a coeficienților de dilatare și de conductibilitate termică etc. Pentru acest fapt ei trebuie înregistrați și urmăriți în comportarea lor în timpul laminării și împerecherea ulterioară să se facă pe baza acestor observații.

La cilindrii degrosisori, deoarece lucrează la rece, nu se pune problema preîncălzirii.

Deoarece exfolierile crustei dure la cilindri degrosisori de la laminorul 4 au atins procente îngrijorătoare în ultimii ani (25, 4%; 36,4%; 48,1% și 35,4%), s-au luat în cercetare aceste probleme și s-a constatat că: începînd cu semestrul II/1965, se utilizează un procent din ce în ce mai mare de cilindri nedetensionați, care a ajuns la 85% în anul 1966; se folosesc cilindri din fontă cu grafit nodular care nu au dat rezultate satisfăcătoare (aceștia reprezintă 73% din totalul cilindrilor exfoliați pe primele șase luni ale anului 1966 și în această perioadă consumul de cilindri la laminorul 4 a ajuns la 20 kg/t); s-au folosit presiuni relativ mari (peste 25% măsurate la trecerile 3 și 4) la unele dimensiuni de tablă.

În ultimii trei ani laminoarele de tablă au lucrat cu cilindri din fontă dură, aliați și nealiați.

În perioada 1965—1966, uzina „Oțelul roșu" a livrat cilindri aliați cu: Mo, Ni, Cr, V. Rezultatele obținute în exploatare arată următoarele:

— cilindrii aliați numai cu molibden (0,42—0,45%) au avut o comportare bună în exploatare;

— cilindrii aliaţi cu molibden (0,42—0,5%) şi nichel (0,6—1,44%) au predominat şi au avut o comportare foarte bună (cilindrii cu tăblia mică de 700 × 800) şi satisfăcătoare (cilindrii cu tăblia de 1 000 şi 1 300 mm), remarcîndu-se printr-o duritate mai mare a crustei dure şi printr-o lipsă de sensibilitate la solicitări mecanice. În schimb, au prezentat foarte multe cazuri de scoateri din uz prin fisurarea produsă în masă (29% faţă de 5—9% în 1964 şi 5—15% în 1966);

— cilindrii aliaţi cu molibden (0,45%) şi crom (0,2—0,25%) au avut o comportare satisfăcătoare pentru dimensiunile de 700 × 1 000 şi nesatisfăcătoare pentru dimensiunile 700 × × 800. Aceştia au avut duritate crescută şi sensibilitate în exploatare.

În această perioadă au mai fost livraţi cilindri aliaţi cu crom şi vanadiu care au avut o comportare bună, funcţionînd 1 000—1 250 h, precum şi cilindri aliaţi cu molibden, crom, nichel, care în mare majoritate au avut o comportare foarte bună.

Se poate spune că, începînd din 1965, calitatea cilindrilor s-a îmbunătăţit prin adăugarea elementelor de aliere.

Cilindrii din oţel forjat pentru laminoarele de tablă subţire s-au utilizat, pentru prima oară în ţara noastră, o dată cu construcţia celor trei laminoare noi de tablă de la Laminorul de tablă—Galaţi, care sînt prevăzute cu patru caje la care degrosisorul este o cajă trio Lauth.

Punerea în funcţiune, în 1958, a laminorului nr. 2, prevăzut cu caje trio, a pus probleme noi pentru colectivul uzinei, datorită introducerii unei noi tehnologii de laminare a tablelor subţiri.

Prin laminarea platinei la cajele degrosisoare trio, presiunile relative de laminare au crescut pînă la 45% faţă de circa 25% cît era presiunea de laminare utilizată în tehnologia veche cu caje degrosisoare duo prevăzute cu cilindri de fontă cu crustă dură.

Desigur că laminarea cu presiuni ridicate cere utilizarea unor cilindri cu caracteristici mecanice superioare cilindrilor din fontă cu crustă dură, care să reziste la solicitările de încovoiere şi torsiune, precum şi la uzură. În acest scop s-au utilizat cilindri din oţel forjat, primul echipament fiind livrat o dată cu utilajul de laminare de către uzinele „Ernst Thälmann" din R. D. G. Dimensiunile cilindrilor folosiţi la cajele trio de la Laminorul de tablă—Galaţi sînt următoarele:

— în poziţie superioară cilindrii cu 700 mm diametru şi 1 100 mm lungimea tăbliei. Pentru angrenare cilindrul superior este prevăzut la ambele capete cu palete de cuplare;

— în poziţie inferioară cilindrul are aceleaşi dimensiuni, însă este prevăzut cu manşoane cu rozetă;

— în poziţie mijlocie cilindrul cu diametrul de 530 şi tăblia de 1 100 mm este antrenat prin frecare cu cilindrul superior sau cu cel inferior.

Condiţiile de lucru ale acestor cilindri sînt: temperatura de laminare 770—900°C; răcire abundentă cu apă, astfel ca temperatura de lucru la suprafaţa cilindrilor să nu depăşească 65—70°C; forţele de laminare 1 200—1 600 (max. 2 000 t) uniform repartizate pe lungimea utilă a tăbliei.

În primii ani după intrarea în funcţie a laminoarelor, la cajele trio au fost utilizaţi cilindri din oţel de proveniență germană, cu compoziţia chimică: 0,8—0,85% C; 0,26—0,44% Si; 0,67—0,82% Mn; 0,018—0,029% P; 0,025—0,32% S; 1,89—2,15% Cr; 0,91—0,97% Ni; 0,26—0,27% Mo.

Duritatea măsurată pe tăblie era cuprinsă între 350 şi 450 HB, iar rezistenţa specifică la întindere calculată, de 120—130 kg/mm².

Cu ocazia ruperii unui cilindru s-a putut constata că durităţile determinate la suprafaţa tăbliei se menţin la valori ridicate şi în interiorul cilindrului, astfel: 350 HB pînă la raza de 315 mm; 300 HB pînă la raza de 300 mm; 275 HB pînă la raza de 250 mm; 250 HB pînă la raza de 200 mm.

Uzura cilindrilor, diferită din cauza gradului diferit de solicitare, a fost de 0,5—0,75 mm pe rază după un ciclu de laminare pentru cilindrul superior, şi de 1,2—1,6 mm pe rază pentru cilindrul inferior.

Pentru poziţia de mijloc cilindrii au fost iniţial tot din oţel cu aceeaşi compoziţie chimică, dar de dimensiunile: Ø 510 × 1 100 mm.

Duritatea şi celelalte caracteristici ale acestor cilindri au fost asemănătoare cu acelea ale cilindrilor cu diametrul de 700 mm.

Dezavantajul principal al acestor cilindri a fost duritatea redusă care a determinat o uzură foarte rapidă, deoarece aceşti cilindri participă la toate trecerile laminatului prin cajă şi au totodată şi cea mai mică circumferinţă, fapt care determină ca o generatoare să vină în contact cu materialul cald de mai multe ori decît generatoarea unui cilindru cu diametrul de 700 mm.

De aici a rezultat că cilindrii trebuiau schimbaţi din cajă la 16—20 h, nemaifiind corespunzători laminării. Schimbarea cilindrului mijlociu a reclamat oprirea liniei de laminare cu consecinţe grave pentru cilindrii din fontă din cajele duo, care sufereau variaţii de temperatură atît de periculoase.

Pentru evitarea acestor incoveniente şi cu scopul eliminării importului, începînd cu 1960, la propunerea uzinei, s-a început utilizarea cilindrilor mijlocii din fontă cu crustă dură.

Compoziţia fontei, durităţile, grosimea crustei sînt similare cu acelea ale cilindrilor folosiţi la cajele duo.

Inițial acești cilindri au fost livrați de uzinele „Oțelul roșu", iar mai tîrziu, de Uzina de fier—Vlahița, din fontă elaborată în cubilou. Nu s-au constatat deosebiri esențiale între calitățile cilindrilor livrați din cele două uzine.

Cilindrii din fontă cu crustă dură au avantajul că, datorită durității ridicate a tăbliei, nu se uzează rapid și că au un preț scăzut comparativ cu acela al cilindrilor de oțel aduși din import (11 500 lei/buc. față de 27 000 lei/buc.). Dezavantajul acestor cilindri este că aceștia se exfoliază pe tăblie, de cele mai multe ori înainte de îndeplinirea normei de durabilitate.

Numărul maxim de ore de funcționare pentru cilindri din fontă cu crustă dură este de 300. Spre deosebire de aceștia, cilindrii din oțel erau utilizați numai 160—200 h de funcționare, fiind scoși din uz fie datorită exfolierii tăbliei, fie datorită scăderii rapide a diametrului, datorită uzurii avansate.

De asemenea, s-au efectuat încercări de utilizare (în anul 1965) a cilindrilor mijlocii din fontă cu grafit nodular, încercări care s-au continuat în 1966 și 1967.

Cilindrii aceștia sînt turnați din fontă cu următoarea compoziție chimică : 2,88—3,17 %C ; 0,57—0,93 %Mn ; 1,55—2,16 %Si ; 0,44—0,60 % P ; 0,008—0,10 %S ; 0,12—0,29 %Cr ; 0,027 %Mo. Diametrul acestor cilindri este de 530 mm, iar duritatea variază între 420 și 480 HB.

Acești cilindri turnați de uzina „Oțelul roșu" s-au exfoliat în cursul exploatării iar cei livrați de „Victoria"—Călan au avut durități la fusuri cu 28—40 % mai mari decît cele prescrise.

Începînd cu anul 1960 s-au făcut primele încercări pentru fabricarea în țară a cilindrilor de oțel pentru pozițiile superioară și inferioară de la cajele trio.

Cilindrii forjați primiți din R. D. G. au următoarea compoziție chimică : 0,81—0,85 %C ; 0,26—0,44 %Si ; 0,67—0,82 %Mn ; sub 0,03 % P ; sub 0,03 % S ; 1,89—2,15 % Cr ; 0,91—0,97 % Ni ; 0,26—0,27 % Mo.

Compoziția chimică a oțelului pentru acești cilindri fabricați în țară, stabilită inițial, a fost : 0,5—0,6 % C ; max. 0,4 % Si ; 0,5—0,8 % Mn ; 0,5—0,8 % Cr ; 1,3—1,6 % Ni ; 0,15—0,3 % Mo ; max. 0,03 % S ; max. 0,04 % P.

Forjarea lingourilor de 25 t turnate din oțel la C. S. H. s-a făcut la uzina „Progresul" — Brăila.

După forjare, cilindrii au fost supuși tratamentului termic ; au fost încercate următoarele tratamente : călirea în masă și călirea prin inducție superficială, obținîndu-se rezultate corespunzătoare.

În vederea eliminării importului de cilindri din oțel și a reducerii prețului de cost, paralel cu experimentarea cilindrilor din oțel fabricați în țară, s-au experimentat, la cajele trio degrosisoare, în pozițiile superioară și inferioară, și cilindri din fontă nodulară fabricați în țară.

Caracteristicile principale ale cîtorva din acești cilindri experimentați în anii 1964—1965 sînt prezentate în tabela 1.

Tabela 1

Compoziția chimică, %									Duritatea tablei
C	S	Mn	P	S	Mo	Cr	Ni	V	
3,06	1,62	0,80	0,52	0,010	0,40	—	—	—	484
3,06	1,60	0,56	0,54	0,012	—	0,36	—	—	482
3,01	1,46	0,82	0,51	0,012	—	0,18	—	—	450
3,03	1,61	0,66	0,41	0,082	—	0,12	0,19	0,04	460
2,95	1,65	0,50	0,52	0,012	—	0,12	0,27	0,06	430
3,02	1,64	0,64	0,52	0,010	0,33	0,17	—	—	420
3,13	1,45	0,60	0,49	0,02	—	0,18	—	—	440
3,09	1,55	0,63	0,52	0,018	—	0,19	—	—	422

Analiza comportării în exploatare a acestor cilindri arată că durabilitatea medie realizată a fost de circa 20 % față de durabilitatea medie planificată a cilindrilor din oțel.

În concluzie, se poate spune că cilindrii din fontă nodulară, montați în poziția inferioară a cajei, nu au dat rezultate mulțumitoare, întrucît nu au rezistat la solicitările mecanice de încovoiere și de torsiune. Spre deosebire de aceștia, cilindrii superiori pot înlocui cilindrii din oțel, depășindu-le calitățile în ceea ce privește rezistența la uzură.

Se poate afirma că rezolvarea cu succes a calității cilindrilor din fontă nodulară, astfel ca aceștia să fie capabili a înlocui cilindrii din oțel, este posibilă și poate aduce mari avantaje.

CZ 621.771.2.073.8

Comportarea în exploatare la Uzina de țevi — Roman a cilindrilor calibrori și netezitori

Ing. C. TĂTARU
Uzina de țevi — Roman

Începînd din anul 1963 s-au primit de la uzina „Oțelul roșu" 34 cilindri necesari laminării țevilor, din care, pentru agregatul calibror, 25 cilindri cu dimensiunile 800 × 600 mm, iar pentru netezitor, 9 cilindri cu dimensiunile 1030 × 820 mm.

O parte din acești cilindri au fost scoși din exploatare datorită consumării în procesul de fabricație, iar alții se găsesc în lucru sau depozitați. La prelucrarea prin așchiere a unor cilindri calibrori s-au observat sufluri de mărimi diferite (1 — 5 mm) pe suprafața fusurilor.

La cilindrii calibrori duritatea a avut următoarele variații: pe lungimea tăbliei, 280—290 HB; pe suprafața frontală a tăbliei, 250—290 HB; pe lungimea fusului, 265—280 HB; pe gangul profilat al cilindrului (partea laterală) 263 — 278 HB, iar pe gangul unde diametrul cilindrului este minim, 250 HB. Această variație mare a durității pe diametrul cilindrului are repercusiuni mari asupra comportării cilindrilor în exploatare, întrucît în regiunile cu duritate mică există o uzură prematură a calibrorului, fapt ce face să crească consumul de cilindri din cauza restrunjirilor repetate.

La cilindrii netezitori, duritatea tăbliei este cuprinsă între 400 și 480 HB.

S-a observat însă atît la cilindrii de import, cît și la cilindrii de la uzina „Oțelul roșu", o scădere a durității sub limita maximă, pe măsura restrunjirilor, ceea ce a dus la schimbări dese ale garniturilor și la un consum specific ridicat.

Tot la cilindrii netezitori se observă că, după introducerea în fabricație, în urma unei restrunjiri apare pe suprafața prelucrată crăpături longitudinale chiar în condițiile de lucru cînd este respectată tehnologia de exploatare a cilindrilor.

Din analiza comportării în exploatare a cilindrilor calibrori s-a constatat că producția laminată pentru un milimetru uzură pe rază a fost de 1 080 — 1 500 t și consumul specific de 0,47 — 0,55 kg/t de țeavă laminată.

Comparînd consumurile specifice realizate cu cele înregistrate la cilindrii din import, se constată că sînt mai mici; ele sînt sub consumul specific mediu planificat care pentru cilindri de calibror este de 0,564 kg/t.

Variația consumului specific realizat, de la o serie de cilindri la alta, se datorează caracteristicilor mecanice diferite ale cilindrilor. Intervine aici însă și numărul de cajă pentru care este calibrat cilindrul respectiv. Astfel, pentru cilindrii care lucrează în cajele 1, 2, 3, 4, se realizează un consum specific mai mic, întrucît acești cilindri rămîn neschimbați în timpul unei campanii de laminare în comparație cu cajele finisoare 5, 6, 7, care se schimbă de două și trei ori la o campanie. Cilindrii netezitori, la introducerea în exploatare, au avut diametrul de 1 000 mm și cu ei s-a laminat întreaga gamă de produse tubulare prevăzute în perioada respectivă.

Comportarea în exploatare a cilindrilor netezitori a arătat o productivitate de 1 400 t țeavă laminată, pentru un milimetru uzură pe rază, și un consum specific de cilindri de 0,141 — 0,149 kg/t de țeavă laminată.

Aceste consumuri specifice sînt comparabile cu cele realizate la cilindrii din import, cu care s-a produs în medie o cantitate de 1 450 t țeavă laminată, pentru 1 mm uzură pe rază și unde a rezultat un consum specific de 0,15 kg/t.

Din datele prezentate reiese că cilindrii calibror și netezitor au o comportare bună în exploatare la nivelul cilindrilor aduși din import.

Mergînd pe linia îmbunătățirii calității produselor tubulare, Uzina de țevi — Roman consideră ca interesantă realizarea turnării de cilindri calibrați pentru agregatul calibror și nu cu tăblia dreaptă, din cauza variației mari a durității în profilul calibrului.

CZ 621.771.2.07

Unele observații privind clasificarea cilindrilor de laminor

Ing. I. TOMA
Uzina „Oțelul roșu"

Producătorii de cilindri din diferite țări, precum și cei de la noi din țară, se străduiesc să fabrice cilindri cu o gamă foarte largă de nuanțe structurale, spre a se conforma cerințelor laminoarelor moderne a căror caracteristică de bază este viteza mare de laminare.

În fabricarea cilindrilor de laminor diferitele firme producătoare, din țările puternic industrializate ca S.U.A., Japonia, Anglia, Belgia, Austria etc., clasifică cilindrii de laminor după două criterii de bază : structura și tipul liniei de laminare.

Astfel, conform normelor engleze, cilindrii din fontă se împart în două grupe după duritatea suprafețelor de lucru : grupa I (tabela 1) și grupa II.

Uzinele Werfen Sulzau de lîngă Salzburg, care au o continuitate în elaborarea fontelor de furnal, cubilou și cu flacără, din anul 1770, și care, în prezent, produc toată gama de cilindri, inclusiv cei din oțel, clasifică cilindrii din fontă în felul următor :

Grupa I
Cilindri semiduri-clasici (fontă pestriță la suprafața de lucru)

a) Nealiați pentru cajele prefinisoare și finisoare, profile mari și șine ; duritatea suprafeței 40 Sh ; structura perlită cu grafit lamelar.

b) Aliați cu Ni Cr (profile mari, șine) ; duritatea suprafeței 45 Sh ; structura : perlită cu grafit lamelar ; rezistența la uzură mai mare decît la cei nealiați.

c) Aliați cu NiCrMo pentru caje cu solicitări mari, gamă mai largă de profile ; duritatea suprafeței 55 Sh ; structura : perlită, grafit lamelar, ledeburită.

Grupa II
Cilindri duri

a) Nealiați, cu duritatea suprafeței 65 Sh (pentru tablă subțire la cald) și 70 Sh (pentru cajele mijlocii și finisoare pentru benzi, profile mici,

Tabela 1

Grupa I : Cilindri din fontă cu grafit lamelar

Clasificare după duritate		Valoarea durității (Shore)	Modul de răcire a cilindrilor
Semiduri (1/2 duri)	fonte aliate	38—39	răcire normală în cochile căptușite
	fonte aliate	39—40	răcire normală în cochile căptușite
	fonte aliate	41—42	răcire normală în cochile căptușite
	fonte aliate	42—44	răcire normală în cochile căptușite
	fonte mixte parțial semidure	38—39	răcire normală în cochile căptușite
	parțial dure (caneluri trampate)	59—60	răcire normală în cochile căptușite
Aproape duri (3/4 duri)	fonte aliate	41—42	răcire normală în cochile căptușite
	fonte aliate	42—44	răcire normală în cochile căptușite
Duri	fonte aliate	60—63	răcire la rece
	fonte aliate	56—61	răcire normală
Duplex (Clear Chill)	fonte aliate	65—75	răcire energică la rece
	fonte aliate	70—85	răcire energică la rece
Indefinit Chill simplex	fonte aliate	50—65	răcire energică la rece
Simplex	fonte aliate	56—65	răcire energică la rece
Duplex	fonte aliate	70—82	răcire energică la rece

În grupa I a apărut categoria cilindrilor indefiniți (aliați în special cu nichel) a căror structură are, în regiunea marginală, constituenți duri cu separări foarte fine de grafit extinse pînă la margine. Ei nu au nici crustă nici zonă de tranziție clar delimitate, iar drept consecință atît duritatea cît și rezistența lor la uzură scade treptat spre centru.

Elaborarea acestor cilindri fiind foarte dificilă, s-a început înlocuirea lor cu cilindri tratați cu magneziu care să realizeze durabilități echivalente cu tipul de cilindri indefiniți.

Grupa II. Cilindrii din fontă cu grafit nodular au durități cuprinse între 37 și 65 Shore (condiționate de compoziția chimică, gradul de aliere, procedeul de modificare, condițiile de turnare).

sîrmă etc.); structura: ledeburită și perlită în crustă dură, perlită cu grafit lamelar spre interior.

b) Aliați cu Mo pentru tabla fină la cald; duritatea suprafeței 65 Sh; structura: ledeburită și perlită în crustă dură, trecere treptată spre perlită cu grafit lamelar în interior.

c) Aliați cu NiCr pentru sîrmă, benzi, profile mici; duritatea suprafeței: 75 Sh; structura: ledeburită + perlită + bainită.

d) Aliați cu NiCrMo cu duritatea suprafeței 65—70—75 Sh; structura: ledeburită + + perlită + grafit foarte fin în crustă, în funcție de conținutul de nichel.

e) Aliați cu NiMo; aceleași durități și structuri.

Grupa III

Cilindri indefiniți

Pentru cajele mijlocii: benzi, fier comercial, tablă groasă și subțire (la rece); aliați cu CrNiMo; grosimea crustei nedelimitată; duritatea suprafeței 55—65 Sh; structura: ledeburită + perlită + + grafit fin repartizat la suprafața tăbliei, micșorarea treptată a proporției de carburi spre interior în favoarea grafitului.

Grupa IV

Cilindri extraduri (înalt aliați)

Duritatea suprafeței 65—75 Sh; structura: ledeburită + + perlită pînă la bainită, cu scăderea lină a proporției de carburi spre interior în favoarea grafitului.

Grupa V

Cilindri cu grafit nodular

Aliați sau nealiați din fontă tratată cu Mg; duritatea suprafeței 50—70 Sh; structura: ledeburită + perlită pînă la bainită aciculară cu intercalații de grafit nodular la suprafața tăbliei, trecere treptată către interior a cementinei spre perlită + grafit.

Grupa VI

Cilindri compaund

Au la suprafața tăbliei un strat de fontă foarte dură, mediu aliată, iar în miez, fontă moale și tenace; duritatea suprafeței de lucru 80—90 Sh, iar în miez 40—50 Sh; structura: ledeburită + martensită pînă la bainită la suprafață, perlită și grafit în miez.

La uzina „Oțelul roșu" clasificarea folosită de turnătoria de cilindri nu diferă prea mult de cele arătate mai înainte.

În grupa I intră cilindrii semiduri nealiați, care practic a fost scoasă din fabricație, fiind considerată ca învechită.

În grupa a II-a se încadrează cilindrii duri clasici.

Destinația acestor cilindri este laminarea la cald a tablei subțiri. Structura lor este formată din trei zone:

— zona de la suprafață compusă din cementită și perlită pe o adîncime de 5 — 25 mm; duritatea crustei dure este de 430 — 500 HB;

— a doua zonă, care se mai numește și zonă de tranziție, este formată din constituenții zonei primare care se pierd în favoarea perlitei și grafitului; adîncimea ei este dependentă de mulți factori;

— a treia zonă o formează miezul cilindrului compus din perlită și grafit.

În grupa a III-a intră cilindrii cu grafit nodular (cilindri universali). Denumirea aceasta este proprie uzinei „Oțelul roșu" și se bazează pe faptul că un cilindru tratat cu magneziu și turnat în condițiile cilindrilor duri are duritatea suficientă la suprafață spre a fi utilizat ca netezitor-finisor la laminarea de benzi și suficientă tenacitate pentru a fi calibrat. Acești cilindri înlocuiesc deci, în bună parte, cilindrii semiduri și cilindrii duri de profile fine sau orice alți cilindri care lamînează (în condiții de răcire forțată sau la temperatura ambiantă) tot felul de laminate, în afară de cei extraduri de polisaj și pentru metale neferoase. Se știe că pentru aceste cazuri sînt indicați cilindrii indefiniți clasici, care sînt de fapt niște cilindri duri, foarte înalt aliați, avînd, în general, conținutul de carbon foarte ridicat, în funcție de procesul de elaborare.

La uzina „Oțelul roșu" s-au realizat astfel de cilindri indefiniți pentru uzinele „Metrom" —Brașov și „Ciocanul" — Nadrag, cu rezultate satisfăcătoare.

CZ 621.771.237.07 :621.746

Experimentări privind turnarea cilindrilor din fontă pentru laminoare de benzi

L. SOFRONI, H. HÎRSULESCU, A. GALL şi I. CRAINIC
Institutul de cercetări metalurgice Uzinele de fier—Vlahiţa

La cajele finisoare ale laminoarelor de benzi de la Combinatul siderurgic — Hunedoara se folosesc cilindri din fontă cu duritate ridicată a tăbliei (75—85 Sh), avînd dimensiunile de 310 × 600 mm şi greutatea brut turnată de 1 200 kg.

În cele mai multe cazuri aceşti cilindri sînt turnaţi din două fonte, după procedeul duplex (compaund) avînd : crustă cu duritatea ridicată (extradură), care constă dintr-o fontă mediu aliată cu nichel, crom şi molibden şi cu structura masei metalice de bază troostito-martensitică sau martensitică ; miezul cilindrului, care constă dintr-o fontă nealiată sau slab aliată cu nichel, crom şi molibden, structura masei metalice fiind perlitică [1] — [4].

Pentru a nu mai importa, s-au efectuat experienţe de turnare a acestor cilindri la Uzina de fier — Vlahiţa, folosindu-se procedeul de turnare duplex.

tură (4,0 — 4,5 %) [1], [2], întrucît s-a urmărit obţinerea unei durităţi mai scăzute a crustei şi deci a unei prelucrabilităţi mai ridicate. Conţinutul de carbon a fost relativ ridicat (3,4 —3,6 %), ca urmare a elaborării fontei în cubilou.

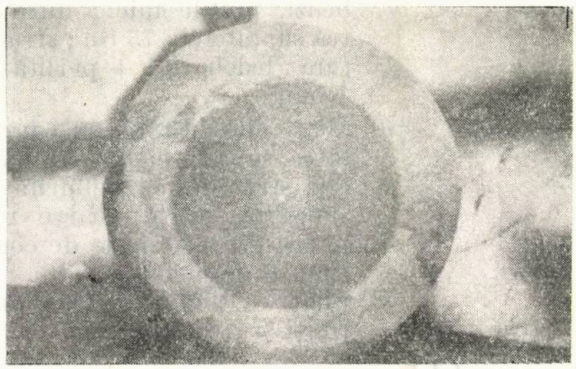


Fig. 1

Tabela 1

Denumirea fontei	Compoziţia chimică, %							
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo
Fontă primară (crustă)	3,2—3,8	0,2—0,5	0,2—0,4	0,35—0,45	0,06—0,07	0,8—1,0	2,8—4,0	0,4 —0,6
Fontă din miez	3,5—3,8	0,7—1,0	0,5—0,8	0,2 —0,3	0,03—0,06	0,1—0,2	0,2—1,0	0,15—0,20
Fontă secundară (de spălare)	3,5—3,8	0,5—1,0	0,6—0,8	0,2 —0,3	0,03—0,06	—	—	—

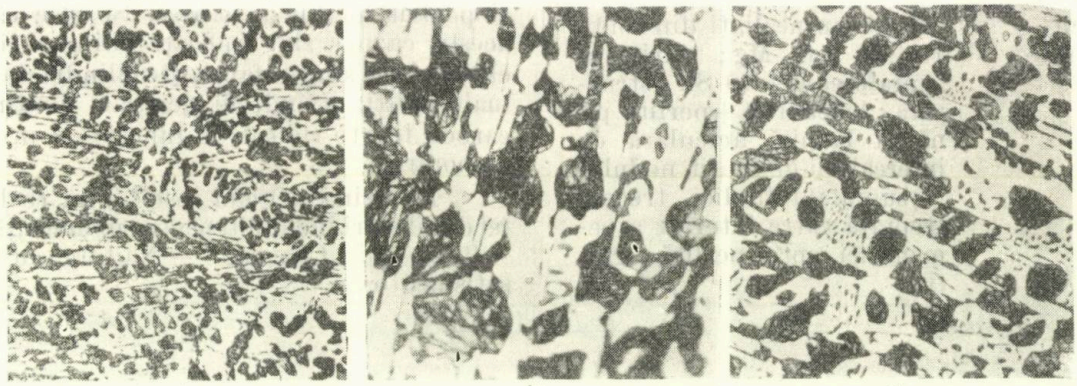
În tabela 1 sînt indicate limitele compoziţiei chimice ale fontelor obţinute în crustă (fonte primare) şi în miezul cilindrilor, cum şi ale fontelor secundare utilizate pentru spălare.

În cazul experimentărilor efectuate, conţinutul de nichel în fonta din crustă a fost mai scăzut (2,8 — 4,0 %) decît cel indicat în literatură (4,0 — 4,5 %) [1], [2], întrucît s-a urmărit obţinerea unei durităţi mai scăzute a crustei şi deci a unei prelucrabilităţi mai ridicate. Conţinutul de carbon a fost relativ ridicat (3,4 —3,6 %), ca urmare a elaborării fontei în cubilou.

Fonta secundară destinată spălării miezului cilindrilor a fost nealiată.

Prin amestecarea fontelor lichide (primară şi secundară), în miezul cilindrului, s-a obţinut o fontă slab aliată cu nichel, crom şi molibden.

In figura 1 se arată spărtura unui cilindru turnat, iar în figura 2, microstructura fontelor din crustă (*a* — × 100 ; *b* — × 600 atac nital).



a) *b)* *c)*

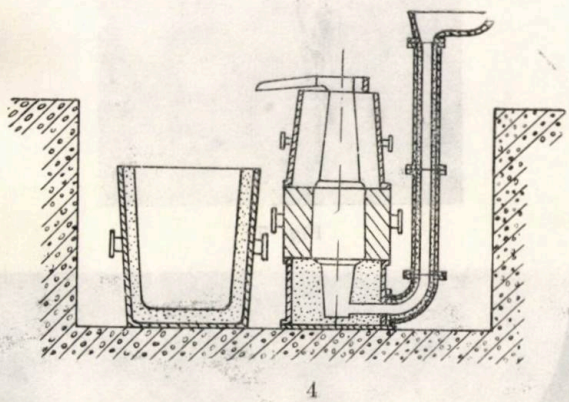
Fig. 2

Structura masei metalice de bază este bainitomartensitică. Gradul de dispersie a structurii fontei din crustă se micșorează pe adîncime. În figura 2, *c* ($\times$ 100, atac nital) este reprezentată microstructura fontei la mijlocul crustei.

Duritatea crustei cilindrilor turnați a fost relativ ridicată (80—85 Sh), datorită proporției mari de cementită liberă și structurii martensitice a masei metalice de bază.

Trecerea de la crustă la miez se face relativ brusc (fig. 3 : *a* — $\times$ 100; *b* — $\times$ 600, atac nital) ceea ce se explică prin debitul ridicat (cca. 20 kg/s) de turnare a fontei secundare. Grosimea mică a zonei de trecere reiese și din analiza aspectului spărturii cilindrului (fig. 1).

Structura fontei din miezul cilindrului constă din perlită și din separări lamelare de grafit (fig. 3, *c* — $\times$ 600, atac nital). În unele cazuri, la valori mai scăzute ale sumei C + Si, s-a constatat prezența cementitei libere.



4

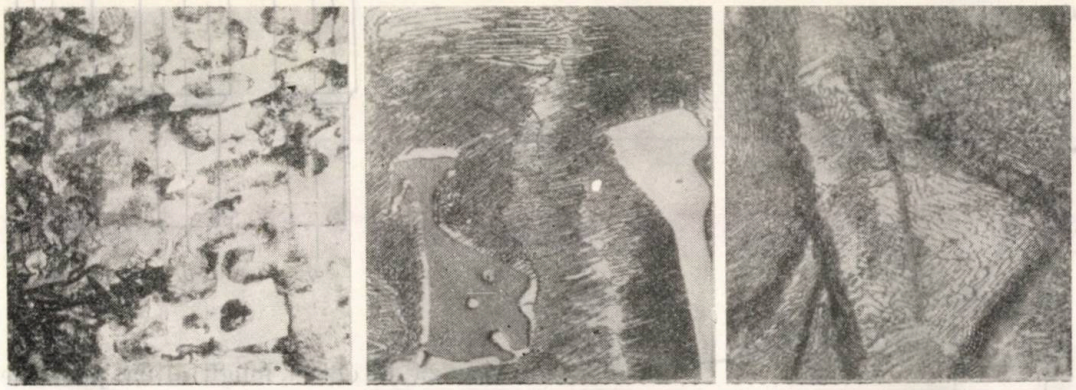
Pentru turnare s-au folosit formele obișnuite pentru cilindri (din amestecuri de formare, pentru fusuri, și cochilă pentru tăblie, fig. 4).

Cochila a fost încălzită înainte de turnare la 100—120°C.

Dimensiunile rețelei de turnare (secțiunea piciorului de turnare și a alimentatorului) s-au calculat cu 40 % mai mari decît la turnarea obișnuită (procedeul simplex) a cilindrilor de aceeași greutate (F_p = 60 cm², F_a = 50 cm²).

În tabela 2 se prezintă temperaturile de turnare ale fontelor și durata de turnare.

După turnarea fontei primare și menținerea ei în formă timp de 20—25 s, pînă se formează crusta extradură cu grosimea de 30—40 mm, se continuă cu turnarea fontei nealiate secundare, care se efectuează timp de 80 — 120 s. La spălarea miezului fonta deversată din formă se captează într-o oală colectoare.



a *b* *c*

Fig. 3

Tabela 2

Denumirea fontei	Temperatura de turnare, °C	Durata de turnare, s	Debitul, kg/s
Fontă primară pentru crustă	1200—1250	20—25	60—48
Fontă secundară (de spălare)	1310—1350	80—120	8—12

În condițiile date de turnare s-a realizat o diluare de pînă la 75 % a fontei primare mediu aliate.

Cantitatea fontei secundare turnate a variat între 600 și 1 000 kg, ceea ce reprezintă 50 — 80 % din cantitatea fontei primare.

Prin folosirea gradului de diluare arătat, s-a urmărit obținerea, în miezul cilindrului, a unei fonte slab aliate cu nichel, crom și molibden, cu rezistență ridicată.

Grosimea suprafeței de lucru și grosimea zonei de trecere sînt influențate, în special, de durata de menținere a fontei primare în cochilă, precum și de temperatura fontei din miez, obținută prin amestecare.

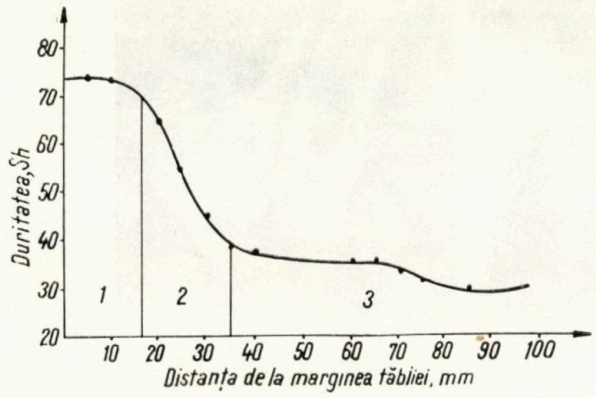
La temperaturi de turnare mai ridicate a fontei primare (cca. 1 250°C) și secundare (cca. 1 350°C) și la durată mică de menținere (40 s), grosimea crustei se obține mică (fig. 5, *a* : *1*—crusta dură; *2*—zona de trecere; *3*—miezul cilindrului) în timp ce la temperatură mai scăzută a fontei primare (cca. 1 200° C) și a

celei secundare (cca. 1 300° C), precum și la durate de menținere mai mari (80 s), grosimea crustei de lucru și a zonei de trecere se obțin mult mai mari (fig. 5, *b*).

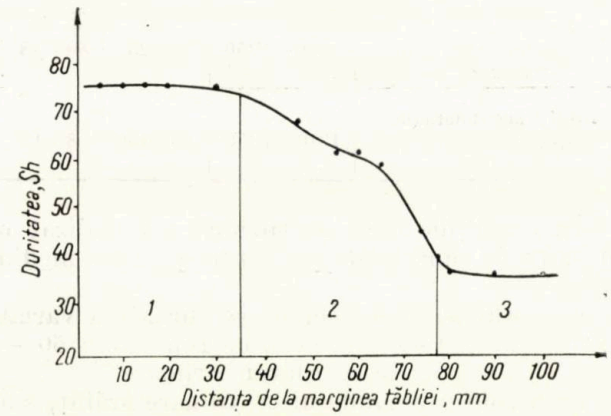
Duritatea crustei dure nu este practic influențată de acești parametri.

Experimentările efectuate au scos în evidență următoarele deficiențe constatate la turnarea cilindrilor :

— apariția crăpăturilor cu deschiderea de 3—4 mm pe generatoarea tăbliei, constatată imediat după scoaterea cilindrilor din formă (fig. 6, *a*);



a)



b)

Fig. 5

— apariția fisurilor cu grosimea de cîteva sutimi de mm, repartizate longitudinal și sub formă de rețea pe tăblia cilindrilor, vizibile cu ochiul liber numai după degroșarea cilindrilor și, uneori, numai cu lupa (fig. 6, *b*, *c*);

— obținerea unei durități ridicate (350 — 380 HB) pe o grosime de 2 — 4 mm la suprafața fusurilor, miezul lor avînd duritatea normală (290 — 250 HB).

Dintre aceste deficiențe cea mai importantă este apariția fisurilor.

Fisurile se întind pe întreaga adîncime a stratului din fonta albă și a zonei de trecere din fonta pestriță (fig. 7 × 100). Grosimea fisurilor este de 180 — 400 μm. Ele se repar-

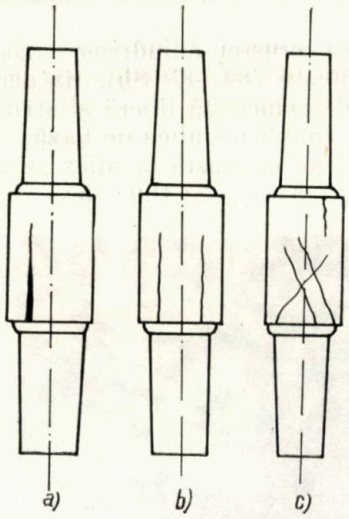


Fig. 6

tizează, de obicei, longitudinal pe tăblie (fig. 6, *b*) iar uneori apar și transversal (fig. 6, *c*). Se constată o tendință mai accentuată a apariției

Fig. 7

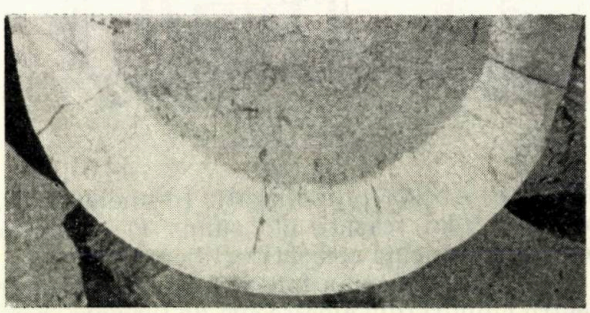


Fig. 8

lor în partea inferioară a tăbliei (în poziția de turnare). Fisurile încep, în cele mai multe cazuri, din zona de trecere și se extind pînă la suprafața tăbliei (fig. 8) ceea ce rezultă și din variația

culorii rupturii. Se constată că intensitatea culorii pe suprafaţa fisurii se accentuează spre miezul cilindrilor.

Se poate considera că aceste fisuri sînt cauzate, în principal, de tensiunile care apar la transformările fazice în timpul răcirii cilindrilor pînă la temperatura mediului ambiant.

Crăpăturile longitudinale apar pe tăblia cilindrilor (fig. 6, *a*) ca urmare a vitezei mari de răcire (cînd cilindrii sînt scoşi din groapă după 24 h, avînd temperatura la tăblie peste 300° C), precum şi a răcirii lor neuniforme. În aceste condiţii, apar tensiuni interne pronunţate datorită procesului accelerat de contracţie, precum şi desfăşurării aproape concomitente a transformărilor structurale austenită — bainită + martensită în fonta din crusta dură şi din zona de trecere.

Prin mărirea timpului de menţinere a cilindrului în formă pînă la minimum 72 h, crăpăturile descrise au fost eliminate complet la toţi cilindrii.

Unul din cilindrii turnaţi a fost în exploatare patru campanii, în care a laminat 2 002 t, prezentînd o uzură la tăblie de 4 mm, ceea ce revine 500 t/mm uzură pe rama cilindrului (tabela 3), deci a avut o rezistenţă la uzură comparabilă cu aceea a cilindrilor din import la care s-au înregistrat următoarele rezultate: la cilindrii importaţi din Italia — 492—631 t/mm uzură; la cilindrii din Japonia — între 428—567 t/mm uzură.

Tabela 3

Data introducerii cilindrului în caje	Nr. cajei	Tonajul laminat, t	Diametrul iniţial mm	Diametrul final, mm	Grosimea rectificată, mm
16.04.1967	14	490	310,00	309,30	0,70
18.04.1967	13	404	309,30	308,40	0,90
20.04.1967	12	870	308,40	306,70	1,70
25.04.1967	14	238	306,70	306,00	0,70
Total		2002	—	—	4,00

Suprafaţa benzii laminate cu acest cilindru a avut un grad de netezime ridicat, superior suprafeţei benzilor obţinute cu cilindrii din import.

BIBLIOGRAFIE

[1] Kamenski R. şi Stepanek R. *Herstellung von legierten Verbundhartgusswalzen für Bandwalzstrassen (Producerea cilindrilor cu crustă dură aliaţi compaund pentru laminarea de benzi).* Giessereitechnik, nr. 8, 1965, p. 239—244.

[2] Sachs G., Latorre R. V. şi Ohakko M. K. *Roll Wear Finishing Trains of hot strip mills (Uzura cilindrilor şi trenurile finisoare a laminoarelor de benzi la cald).* Iron and Steel Engineer, nr. 12, 1961, p. 71—89

CZ 621.771.26.07:621.746

Consideraţii privind structura cilindrilor pentru profile din fontă cu grafit nodular

Dr. ing. L. SOFRONI, ing. V. CIORA,
Institutul de cercetări metalurgice

ing. A. MITROFAN şi ing. M. MARGHESCU
Uzina „Victoria" — Călan

Cilindrii semiduri pentru laminoarele continue de profile mici (cajele 9 — 20) şi de profile mijlocii (cajele 9—14) de la Combinatul siderurgic — Hunedoara au fusuri conice pentru lagăre cu film de ulei (tip Morgoil) şi sînt destinaţi laminării la cald a profilelor mici (cornier 20 × 20 şi 50 × 50, T 20 × 20 şi 40 × 40) şi a profilelor mijlocii (∅ 32 — 80, cornier 60 × 60 — 100 × 100, U 6,5 — U 12,0 şi I 8,0 — I 12,0) din oţel carbon şi din oţel carbon de calitate.

S-a constatat că durabilitatea în exploatare a cilindrilor pentru profile, folosiţi la aceste laminoare, este mai scăzută decît a cilindrilor din fontă importaţi. În tabelele 1 şi 2 se dau unele cifre comparative privind durabilitatea cilindrilor de la linia de profile mici şi mijlocii.

Durabilitatea mai scăzută a cilindrilor turnaţi în ţară se datoreşte următoarelor cauze:

Tabela 1

Furnizor	Caja	Durabilitatea cilindrilor, t/mm pentru profilul	
		∅ 8 — 16	L 20 × 20 — L 50 × 50
Austria	9	1 125	974
Călan		860	831
Austria	10	960	1 240
Călan		849	760
Austria			
Călan	11	1 020	685
		870	503
Austria			820
Călan	12	—	604
Austria	18	—	458
Călan		—	272
Austria		—	391
Călan	20	—	266

— corelaţiei necorespunzătoare dintre duritatea fusurilor şi cea a tăbliei; la durităţi ale tăbliei de 350—380 HB, fusurile au durităţi

Tabela 2

Furnizor	Caja	Durabilitatea cilindrilor, t/mm pentru profilul U
R.F.G. Cil. Oţel	9	343
Călan		264
Japonia		322
Călan	11	232
Japonia	12	226
Călan		182
U.R.S.S.	14	137
Călan	14	112

ridicate (peste 300 HB, adică peste limita admisă);

— structura primară şi secundară grosolană a fontei la tăblie, exprimată prin separări mari şi concentrate de cementită, prin nodule cu dimensiuni mari, precum şi printr-o dispersie mică a perlitei. La acelaşi grad de grafitizare, dimensiunile şi modul de repartizare a separărilor de cementită şi de grafit diferă mult în defavoarea cilindrilor turnaţi în ţară;

— structură şi proprietăţi inconstante ale fontelor din cilindri, la compoziţii chimice aproximativ constante, datorită gradului diferit de asimilare a magneziului la modificare. Astfel, magneziul remanent din fontele turnate în ţară variază în limite largi (0,025—0,096%);

2,0 — 2,8% Ni; 0,3 — 0,6% Mn; max. 0,1% P; max. 0,05% S); în medie conţinutul de siliciu este de 1,9%; cel de crom, 1,1%; cel de nichel, 2,3%; cel de molibden, 0,45%.

Ca urmare a vitezei mici de răcire atît a tăbliei cît şi a fusurilor, se obţine o diferenţă

Tabela 3

Locul de măsurare a durităţii	Duritatea, HB					
	numărul cilindrului turnat					
Nr.	453	454	450	452	451	455
Tăblie	430	448	411	419	410	432
Fus	339	334	318	329	309	334
HBT/HBF	1,27	1,34	1,29	1,33	1,33	1,29
Nr.	440	436	435	432	448	433
Tăblie	385	408	412	419	425	424
Fus	339	345	315	344	353	313
HBT/HBF	1,13	1,18	1,31	1,22	1,21	1,35

relativ mică (de circa 50 — 100 HB) între duritatea tăbliei (HBT) şi cea a fusului (HBF), pentru gradul de aliere folosit la aceste fonte.

În tabela 3 se dau valorile durităţilor (HB) cilindrilor la tăblie şi la fusuri la o serie de

Tabela 4

Nr. cilindrului	Conţinutul elementelor, %							
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo
433,434	3,34	2,0	0,7	0,113	0,042	2,31	1,17	0,48
447,448	3,26	1,84	0,72	0,104	0,094	2,38	1,13	0,42
444,446	3,36	1,73	0,72	0,115	0,010	2,24	1,18	0,42
450,455	3,52	1,88	0,86	0,095	0,020	2,42	1,01	0,47

ca urmare, rezistenţa la uzură diferă considerabil de la un cilindru la altul;

— structură şi proprietăţi neuniforme ale fontei atît pe secţiunea tăbliei, cît şi pe înălţimea ei, ceea ce provoacă o uzură neuniformă a calibrelor în timpul exploatării cilindrilor;

— compactitate uneori scăzută, evidenţiată prin microretasuri în fusuri (în special în cele superioare), ca urmare a concentraţiei volumetrice mari a fontei tratate cu magneziu.

Scopul cercetărilor efectuate în anii 1966—1967 a fost acela de a elimina, într-o măsură cît mai mare, deficienţele enumerate mai înainte în vederea măririi durabilităţii cilindrilor în exploatare şi a îmbunătăţirii calităţilor laminatelor.

Îmbunătăţirea corelaţiei dintre duritatea tăbliei şi a fusului. Tehnologia actuală de turnare a cilindrilor foloseşte cochile căptuşite (grosimea căptuşelei de 6 — 8 mm) şi fonte cu conţinut relativ scăzut de siliciu (3,1 — 3,5% C; 1,2—2,0% Si; 0,3—0,8% Mn; 0,6—1,2% Cr; cilindri cu fusuri conice, turnaţi în cochile căptuşite.

Compoziţia chimică a unor cilindri este indicată în tabela 4.

Rezultă că raportul HBT/HBF variază în limite largi (între 1,135 şi 1,354), valorile durităţii fusurilor inferioare fiind în toate cazurile mai mari de 300 HB, adică cu mult mai mari decît cele prevăzute de normele interne.

O dată cu creşterea durităţii tăbliei cilindrilor semiduri, în vederea îmbunătăţirii rezistenţei la uzură, se măreşte şi duritatea fusurilor, ceea ce influenţează negativ prelucrabilitatea lor şi durabilitatea în exploatare.

Cercetările efectuate în cazul cilindrilor semiduri pentru tablă, turnaţi în cochile căptuşite, au arătat că variaţia conţinutului de siliciu practic nu duce la schimbarea diferenţei dintre durităţile tăbliei şi a fusurilor, precum şi a valorii raportului HBT/HBF.

La efectuarea experienţelor s-a folosit o încărcătură pentru cubilouri compusă din 37,5% fontă Vlahiţa, 32,0% fontă brută şi 31,0% fier vechi.

În tabela 5 se dau valorile durităţilor obţinute la tăblie şi la fusurile inferioare pentru fonte cu diferite conţinuturi de siliciu.

Tabela 5

Locul măsurării durităţii	Duritatea, HB		
Si, %	1,84	2,60	3,22
Tăblie	425	385	350
Fus inferior	353	308	295
Fus superior	338	299	290
HBT/HBF	1,20	1,25	1,11

Se constată că o dată cu mărirea conţinutului de siliciu creşte diferenţa dintre duritatea tăbliei şi a fusului.

În cazul turnării cilindrilor din fontă tratată cu magneziu în cochile căptuşite, mărirea conţinutului de siliciu pînă la 2% faţă de 0,7—0,8% Si, cît au fontele destinate turnării cilindrilor semiduri obişnuiţi, nu poate diferenţia în mod considerabil condiţiile de formare a structurii în zona tăbliei şi a fusurilor, ca urmare a efectului puternic antigrafitizant al magneziului.

De aceea, vitezele de solidificare la tăblie şi la fusuri, corespunzătoare turnării fontei în cochile căptuşite, folosite în mod obişnuit la cilindrii semiduri din fontă netratată cu magneziu, nu pot asigura acelaşi raport optim al durităţilor (HBT/HBF = 1,4 — 1,7) ca în cazul cilindrilor din fontă tratată cu magneziu (cînd HBT/HBF se obţine de 1,13—1,3).

Pentru eliminarea acestei situaţii se impune schimbarea vitezei de solidificare faţă de tehnologia clasică, şi anume : mărirea vitezei de răcire în zona tăbliei cilindrului prin folosirea la turnare a cochilelor necăptuşite.

În vederea obţinerii unor durităţi scăzute la fusuri se impune, de asemenea, mărirea conţinutului de siliciu pînă la 2,5% în fonta tratată cu magneziu.

În aceste condiţii efectul vitezei mărite de răcire în zona tăbliei se suprapune cu cel al magneziului, determinînd creşterea gradului de albire al fontei. Mărirea conţinutului de siliciu în fonta din fusuri duce, din contră, la micşorarea efectului antigrafitizant al magneziului. Cu alte cuvinte, mărirea vitezei de răcire în zona tăbliei cilindrului şi creşterea conţinutului de siliciu în fonta tratată cu magneziu permit reglarea, în limite largi, a raportului HBT/HBF şi deci obţinerea valorilor lui optime.

În vederea verificării acestei soluţii s-au turnat în cochile necăptuşite cilindri semiduri cu fusuri conice pentru C.S.H. cu dimensiunile Ø 500 × 930 mm, avînd compoziţia medie de : 3,52% C; 2,52% Si; 0,87% Mn; 0,156% P; 0,012% S; 0,87% Cr; 2,63% Ni; 0,48% Mo; 0,043% Mg.

În tabela 6 se indică limitele între care variază duritatea tăbliei şi a fusurilor cilindrilor, precum şi valoarea medie a raportului HBT/HBF.

Tabela 6

Destinaţia cilindrilor	Locul de măsurare a durităţii	Duritatea, HB		HBT/HBF	
		Limite	Valori medii	Limite	Valori medii
C.S.H.	Tăblie	341—354	350	1,42—1,36	1,40
	Fus	240—260	255		

Îmbunătăţirea uniformităţii structurii. Rezistenţa la uzură a tăbliei cilindrilor este puternic influenţată de uniformitatea şi fineţea structurii fontei. Cu cît dimensiunile grăunţilor primari şi secundari sînt mai mici, cu cît gradul de dispersie a ledeburitei şi perlitei este mai mare, cu atît structura fontei este mai uniformă (pe secţiunea şi înălţimea cilindrului), iar rezistenţa la uzură mai mare.

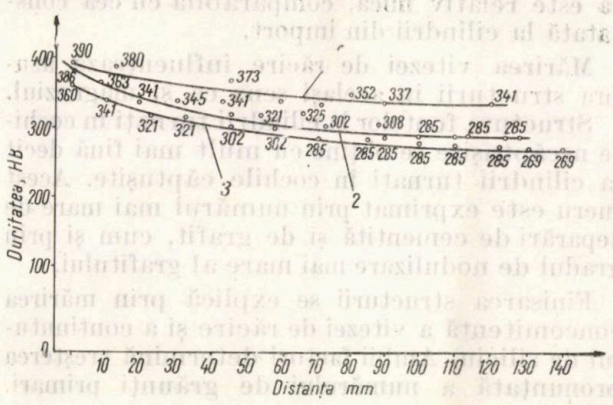


Fig. 1

Creşterea vitezei de răcire în zona tăbliei cilindrilor şi a conţinutului de siliciu în fontă determină finisarea şi uniformizarea structurii pe secţiunea şi înălţimea tăbliei şi a fusurilor cilindrilor.

Acest lucru reiese din analiza variaţiei durităţii fontei pe secţiunea cilindrilor (fig. 1 : curba *1* — turnat la uzina „Victoria" — Călan; *2* — importat din Austria; *3* — importat din Japonia).

Durităţile cilindrilor la tăblie şi la fusuri cum şi rapoartele caracteristice HBT/HBF pentru cilindrii experimentali cum şi pentru doi cilindri din import sînt prezentate în tabela 7.

Din aceste cifre se constată următoarele :

— durităţile pe tăblie la majoritatea cilindrilor turnaţi pe cochile necăptuşite depăşesc cu circa 59—87 HB pe ale cilindrilor din import;

Tabela 7

Linia	Nr. cilindrului	Duritatea la tăblie, HB	Duritatea la fus, HB	Raportul HBT/HBF
Profile mici	1017	448	432	1,35
Profile mici	1018	445	310	1,43
Profile mijlocii	8	446	320	1,39
Profile mijlocii	11	471	320	1,47
Profile mijlocii	12	435	308	1,41
Profile mijlocii	947	448	318	1,42
Profile mijlocii	948	448	318	1,42
Profile mijlocii	949	453	320	1,35
Profile mijlocii	Austriac	388	285	1,37
Profile mijlocii	Japonez	360	269	1,33

— raporturile HBT/HBF la cilindrii turnaţi pe cochile necăptuşite se încadrează în limitele prevăzute şi sînt puţin mai mari faţă de ale cilindrilor importaţi.

Durităţile fusurilor sînt încă mari, ceea ce se explică prin conţinutul încă scăzut de siliciu (1,73 – 2,00 %).

Rezultă că variaţia pe secţiunea tăbliei a durităţii la cilindrii turnaţi în cochilă necăptuşită este relativ mică, comparabilă cu cea constatată la cilindrii din import.

Mărirea vitezei de răcire influenţează asupra structurii în acelaşi sens ca şi magneziul.

Structura fontelor la cilindrii turnaţi în cochile necăptuşite se obţine cu mult mai fină decît la cilindrii turnaţi în cochile căptuşite. Acest lucru este exprimat prin numărul mai mare de separări de cementită şi de grafit, cum şi prin gradul de nodulizare mai mare al grafitului.

Finisarea structurii se explică prin mărirea concomitentă a vitezei de răcire şi a conţinutului de siliciu. Ambii factori determină creşterea pronunţată a numărului de grăunţi primari.

Fonta cu siliciu scăzut, turnată în cochilă căptuşită, avînd un grad de saturaţie mai mic, posedă mai puţin eutectic, în timp ce fonta cu siliciu mai ridicat, turnată în cochilă necăptuşită are mai mult eutectic. Rezultă că la aceeaşi duritate şi aproximativ la acelaşi grad de grafitizare a fontei în zona tăbliei, proporţia de eutectic cementitic şi de eutectic grafitic este mai mare în fonta a doua, ceea ce se poate presupune că va influenţa pozitiv asupra rezistenţei la uzură a cilindrilor.

Structura fontelor cu siliciu mai ridicat în secţiunea fusurilor este, de asemenea, mai fină (la aceeaşi viteză de răcire), ceea ce se explică prin influenţa pozitivă a siliciului asupra numărului de grăunţi.

Deşi la aceste fonte gradul de grafitizare a fontei în fusuri este mai ridicat, duritatea ei este mai mare ca urmare a alierii feritei cu siliciu şi a creşterii numărului de grăunţi.

La turnarea cilindrilor semiduri în cochile căptuşite se constată o neuniformitate a durităţii pe înălţimea şi pe perimetrul tăbliei cilindrilor (tabela 8).

Mărirea vitezei de răcire la solidificare, prin turnarea cilindrilor în cochile necăptuşite, elimină această neuniformitate. Aceleaşi constatări s-au făcut şi în cazul turnării cilindrilor semiduri pentru tablă şi pentru profile.

Tabela 8

Nr. cilindrului	Duritatea, HB				
	Tăblie			Fusuri	
	partea de jos	mijloc	partea de sus	inferior	superior
455	463	403	423	363	309
451	403	394	419	394	334
452	419	430	394	329	309
450	394	430	394	334	318
454	430	467	430	339	334
453	412	430	430	339	334

Concluzii- a. Pentru îmbunătăţirea calităţii cilindrilor semiduri turnaţi din fontă tratată cu magneziu s-a cercetat o tehnologie modificată de turnare care prevede :

— mărirea vitezei de răcire a fontei din zona tăbliei, prin turnarea cilindrilor în cochile necăptuşite ;

— mărirea conţinutului de siliciu din fontă de la 1,8 — 2 % la 2,3 — 2,5 % ;

— modificarea fontei lichide cu prealiaje de Ni—Mg (cu 10 % Mg), adăugate în proporţie de 1,2 — 1,5 %, în fonta din oala de turnare ;

— modificarea suplimentară a fontei tratate cu magneziu cu 0,5 % FeSi, în proporţie de 0,5 % ;

— folosirea la turnarea cilindrilor a amestecurilor termoizolante tip TERMICEM pentru mărirea capacităţii fusurilor superioare, în proporţie de 0,3 % din greutatea cilindrului.

b. Rezultatele experimentărilor efectuate arată că prin aplicarea tehnologiei modificate de turnare se realizează :

— corelaţia necesară dintre duritatea tăbliei şi a fusurilor cilindrilor şi obţinerea fusurilor cu duritatea scăzută : HBT/HBF = 1,4 — 1,6 ;

— uniformizarea structurii pe înălţimea şi secţiunea cilindrilor (micşorarea durităţii cu valori mai mici de 50 HB/100 mm adîncime) ;

— obţinerea unor structuri primare şi secundare cu grad mai mare de fineţe ;

— obţinerea unor fusuri compacte, fără retasuri ;

— obţinerea unor cilindri cu structură şi proprietăţi constante, de la şarjă la şarjă ;

— simplificarea tehnologiei de pregătire a formelor pentru turnare.

c. În vederea definitivării tehnologiei cercetate și propuse pentru aplicare sînt necesare :

— stabilirea rezistenței la uzură și a durabilității cilindrilor în exploatare ;

— stabilirea durabilității în exploatare a cochilelor necăptușite ;

d. Tehnologia cercetată poate fi aplicată la toți cilindrii semiduri turnați din fontă tratată cu magneziu.

CZ 621.771.2.07 : 621.746.019

Influența vitezei de turnare a cilindrilor de laminor asupra formării suflurilor și picăturilor reci

Ing. N. LANGER
Uzina „Oțelul roșu"

Unele din defectele frecvente întîlnite în fabricația cilindrilor de laminor sînt picăturile reci și suflurile. Aceste defecte apar pe tăblia cilindrilor și pot constitui cauza de rebutare a întregului cilindru sau, în cazul cînd sînt localizate la o extremitate a tăbliei, numai a unei părți din cilindru.

Situația rebuturilor datorită picăturilor reci la turnătoria de cilindri de la uzina „Oțelul roșu" în ultimii ani se prezintă astfel (în procente din cantitatea totală de rebut) : în 1965 — 28,2 % ; în 1966 — 52,3 %, iar în primele cinci luni din anul 1967 — 26,1 %.

Defectul tipic se prezintă sub formă de sufluri obișnuite sferice fie cu diametre mici, cuprinse între 0,5 și 1,5 mm, fie cu diametre mai mari, cuprinse între 2 și 4 mm.

În cavitatea suflurilor mici, la partea de jos, se găsește întotdeauna o picătură rece sferică (fig. 1, *a*), iar în cavitatea suflurilor mai mari se pot găsi mai multe picături reci sferice de diferite mărimi (fig. 1, *b*).

Pe lîngă aceste sufluri, mai apar și sufluri aciculare (pinholes), avînd grosimea de 0,3 — 1 mm, orientate în direcție radială, fără ca în cavitatea lor să se afle picături reci (fig. 1, *c*).

Din cercetarea unui număr de 183 de cilindri care prezentau defecte de suprafață a rezultat că 75 % se datoresc suflurilor obișnuite mici, 5 % suflurilor obișnuite mari și 20 % suflurilor aciculare (pinholes).

Cauza principală a formării suflurilor obișnuite sferice pe suprafața tăbliei cilindrilor o prezintă picăturile reci, iar cauza apariției suflurilor aciculare o prezintă reacția dintre carbon și oxigen cu formare de oxid de carbon.

Cauzele posibile de formare a picăturilor reci sînt următoarele : variația vitezei de turnare ; conținutul ridicat de fosfor și sulf și temperaturile prea joase de turnare (sub 1 210° C), precum și razele de racordare prea mici la trecerea tăbliei-fus.

Pentru stabilirea cauzelor care produc picături reci care se găsesc în sufluri se pornește de la următoarea premisă : la turnarea cilindrilor prin sifon, cu alimentare tangențială, în timpul ascensiunii fontei, se produc stropi care se solidifică în contact cu peretele cochiliei, transformîndu-se în picături reci. Acestea se oxidează la suprafață și nu mai pot fi topite de masa de metal. Oxidul feros intră în reacție cu carbonul din fontă, producînd oxidul de carbon care provoacă apariția suflurilor în jurul picăturilor reci.

Deci, întîi se formează picătura rece, care cauzează apariția suflurii și nu invers.

Literatura de specialitate arată că, la turnarea pieselor din fontă, picăturile reci se separă de cele mai multe ori în cavitatea unei sufluri formate mai înainte și nu cauzează apariția suflurii. Aceasta nu este însă valabil la turnarea cilindrilor, din următoarele cauze : la 183 de cilindri cercetați nu s-a găsit nici o picătură rece care să nu fie înconjurată de suflură ; nu există nici o punte de legătură între picătura rece și metalul de bază. Dacă picătura rece ar fi împinsă în cavitatea suflurii datorită contracției, atunci între metalul de bază și picătura rece ar trebui să existe o punte de legătură ; în sufluri cu diametrul mediu de 1 mm și cu o adîncime de 5 mm se găsește un număr mare (pînă la 15) de picături reci avînd forma aproape sferică (fig. 1, *d*).

Pentru verificare s-a introdus în fonta topită la o temperatură de 1 190 — 1 240° C (temperatura de turnare a cilindrului) un număr de 25 — 75 bile reci de fontă, oxidate cu diametrul între 0,5 și 8 mm. Toate aceste bile s-au topit și în locul lor a rămas cîte o suflură. Cantitatea de fontă în care s-au introdus picăturile reci a fost de 12 kg și s-a turnat într-o probă pană care s-a rupt după răcire în bucăți mici ; în condiții similare s-au introdus 18 picături reci cu dimensiuni între 0,5 și 2,5 mm, extrase din cilindrii rebutați. Picăturile s-au topit, iar în locul lor au rămas sufluri.

Influența vitezei de turnare asupra formării picăturilor reci. În mod obișnuit la început se toarnă foarte lent cu o viteză de 40 kg/s pînă cînd fonta în ascensiune acoperă și depășește alimentatorul. Cînd acesta este acoperit se mărește viteza de turnare la 143 kg/s. Mărirea vitezei

se obține prin ridicarea nivelului fontei din pîlnia de turnare și prin utilizarea forței dinamice de cădere a jetului de metal.

Datorită variației vitezei de ascensiune și a rotirii fontei în cavitatea cilindrică a formei se

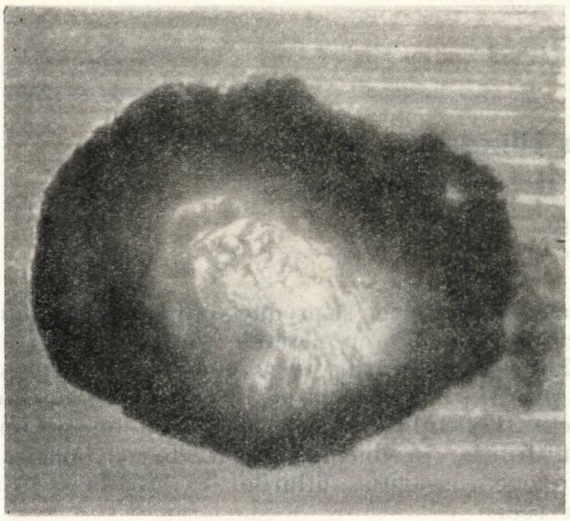


Fig. 1, *a*

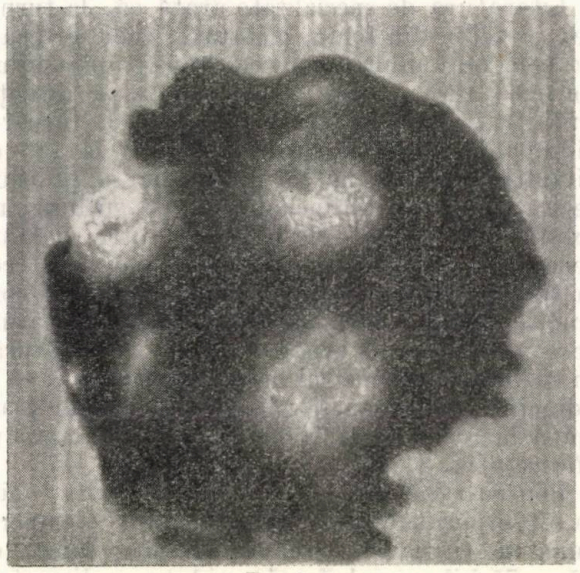


Fig. 1, *b*

produc picături reci care sînt antrenate de forța centrifugă, la periferia tăbliei cilindrului, unde, la contactul cu cochila rece, se solidifică și sînt incluse în masa de metal care le acoperă.

Pentru a analiza influența vitezei de turnare se fac următoarele notații:

V — viteza fontei în pîlnia de turnare, cm/s;
P — presiunea ferostatică din cavitatea fusului, kgf/cm²;
P_1 — presiunea din formă, kgf/cm²;
V_0 — viteza cu care fonta intră în formă la alimentator, cm/s;
H — înălțimea potențială, cm;
H_2 — înălțimea piezometrică (de presiune), cm;
h_1 — înălțimea fontei în formă, cm;
W — viteza elicoidală (rezultanta componentelor $\overline{V}_1 + \overline{V}_0$);
B — unghiul dintre viteza liniară circulară și viteza elicoidală;
S_2 — secțiunea piciorului pîlniei, cm²;
S_1 — secțiunea formei cilindrului la diferite nivele, cm²;
V_1 — viteza de urcare a fontei în cavitatea formei cilindrului, cm/s;
R — raza formei cilindrului, cm;
Σhr — suma rezistențelor hidraulice;
γ — greutatea specifică a fontei, kg/cm³;
k, k_1 — constante;
ν — numărul de rotații pe secundă;
L — lungimea;
T — timpul.

Scriind ecuația lui Bernoulli pentru rețeaua de alimentare și pentru forma de turnare, rezultă:

$$\frac{V^2}{2g} + \frac{P}{\gamma} + H = \frac{V_0^2}{2g} + \frac{P_1}{\gamma} + h_1$$

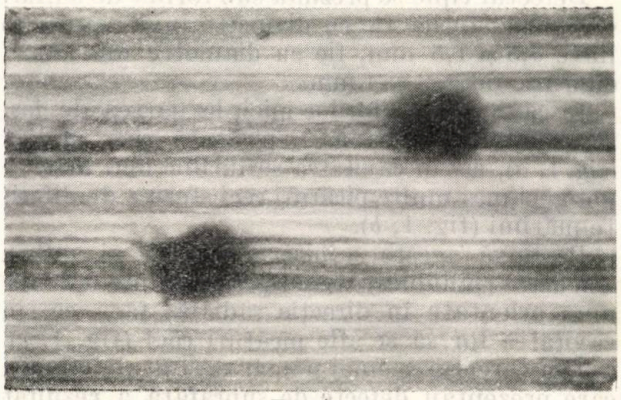


Fig. 1, *c*

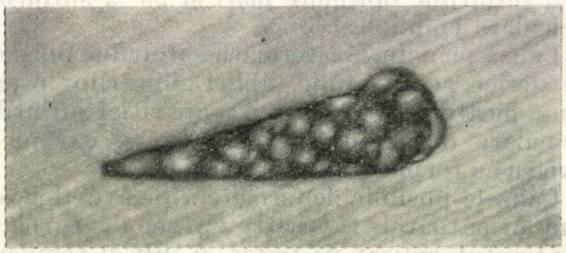


Fig. 1, *d*

Considerînd că $V = 0$ (fonta din pîlnie nu are viteză), ecuația devine:

$$\frac{P}{\gamma} + H = \frac{V_0^2}{2g} + \frac{P_1}{\gamma} + h_1 \qquad (1)$$

sau :

$$\frac{\gamma H_2}{\gamma} + H = \frac{2gH}{2g} + \frac{\gamma h_1}{\gamma} + h_1;$$

$$H_2 + H = H + h_1 + h_1;\ H_2 - 2h_1 = 0.$$

Înmulțind cu mg pentru a obține energia piezometrică, se obține :

$$mgH_2 = 2\ mgh_1 \text{ sau } mgH_2 = mV_1^2$$

și înlocuind :

$$mg = G_2 \text{ și } m = \frac{G_1}{g}$$

rezultă :

$$G_2H_2 = \frac{G_1}{g} V_1^2$$

$$S_2 \gamma H_2H_2 = \frac{S_1\gamma h_1 V_1^2}{g};\ V_1^2 = \frac{g S_2 H_2^2}{S_1 h_1}$$

$$V_1 = \sqrt{g} \frac{H_2}{\sqrt{h_1}} \cdot \sqrt{\frac{S_2}{S_1}}$$

Se notează :

$$k = \sqrt{g} \cdot \sqrt{\frac{S_2}{S_1}}$$

Rezultă :

$$V_1 = k \frac{H_2}{\sqrt{h_1}} \cdot \sum hr$$

Din măsurări s-a dedus $\sum hr = 0{,}0387$

Pentru a calcula numărul de rotații pe secundă ν este necesar să se determine valoarea vitezei circulare liniare V_0 care este egală ca mărime cu viteza cu care fonta intră în formă la alimentator și este perpendiculară pe V_1 (fig. 2)

Din relația (1) se deduce :

$$V_0 = \sqrt{2g\,(H_2 + H - 2h_1)}$$

Știind că $V_0 = 2\pi\,\nu\,R$,

rezultă :

$$\nu = \frac{R_0}{2\pi R} \qquad \nu = k_1 \frac{V_0}{R}$$

Din figura 3 se deduce :

$$\operatorname{tg}\alpha \cong \frac{R}{k\frac{H_2}{\sqrt{h_1}}} = \frac{R}{V_1} \qquad \operatorname{tg}\alpha \cong \frac{R}{V_1}$$

Din figură rezultă că :

$$\operatorname{tg}\beta = \frac{V_1}{V_0}$$

Din figura 4 se remarcă că H_2 scade continuu, h_1 crește continuu, iar R crește la nivelul 2 și scade la nivelul 6. Din relația vitezei de urcare V_1 rezultă că viteza de urcare scade o dată cu scăderea înălțimii piezometrice și o dată cu

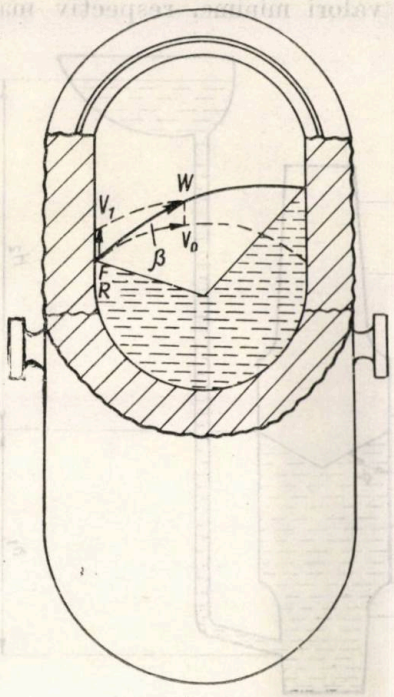


Fig. 2

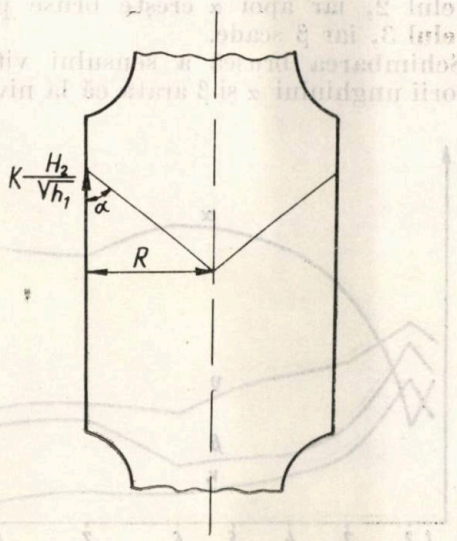


Fig. 3

creșterea nivelului fontei din forma cilindrului. Numărul de rotații pe secundă ν scade cu mișcarea vitezei V_0 și cu creșterea razei R.

Determinînd coeficientul k pentru diferite valori ale lui S_1 (S_2 = constant) și pe k_1 și calculînd V_1, α și β pentru cele opt nivele (arătate în figura 4) s-au obținut curbele din figura 5.

Se vede că viteza de urcare a fontei în formă crește rapid pînă la nivelul 2 (nivelul de trecere de la fusul inferior la tăblie) unde prezintă un maxim, iar după atingerea maximului, viteza de urcare scade rapid pînă către nivelul 3.

Unghiurile α și β scad rapid pînă la atingerea unei valori minime, respectiv maxime la

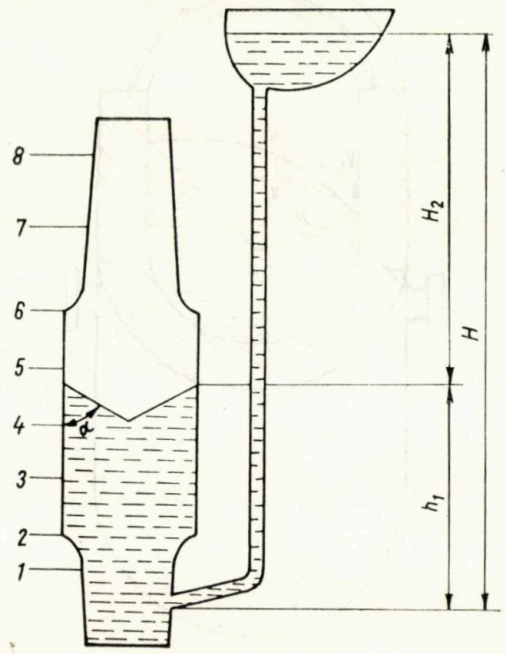


Fig. 4

nivelul 2, iar apoi α crește brusc pînă către nivelul 3, iar β scade.

Schimbarea bruscă a sensului vitezei și a valorii unghiului α și β arată că la nivelul 2 are

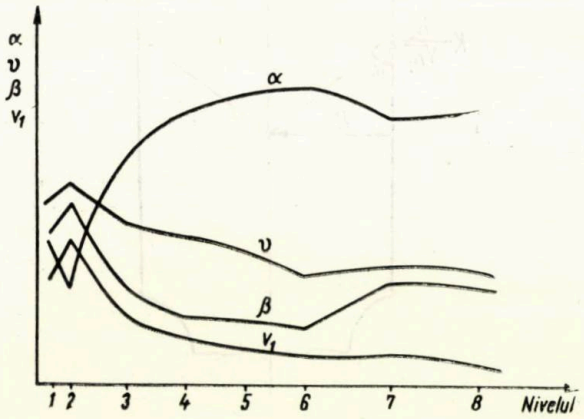


Fig. 5

loc o cădere înapoi a fontei în ascensiune. La această cădere se produc picături reci.

Schematic acest fenomen este arătat în figura 5.

Dacă raza de racordare la trecerea tăbliei-fus superior este prea mică se produc, și la nivelul 6, picături reci.

În condițiile de turnare nivelul fontei din bazin nu rămîne constant în timpul urcării fontei între nivelele 2 și 6. Variația nivelului fontei din bazin duce la variația înălțimii H_2 și, implicit, a înălțimii potențiale H. Dacă variază H și viteza de intrare V_0 care determină la rîndul ei variația lui V_1, iar variația lui H_2 determină și ea în mod direct variația lui V_1.

Știind că $\operatorname{tg} \alpha = \frac{R}{V_1}$ este evident că, o dată cu variația lui V_1, variază și unghiul α.

Dacă la timpul t $\alpha = a$ și la timpul t_1 $\alpha = b$, și dacă $b > a$, se produc picături reci și sufluri sub formă de înțepături de ac (pinholes).

Rezultă că $\alpha = \frac{b}{2}$ respectiv $\alpha = \frac{a}{2}$.

Dacă unghiul α crește la o valoare mai mare atunci pe tăblia cilindrului rămîn lipite niște fișii elicoidale de fontă. Aceste fișii se oxidează, se solidifică rapid, fiind în contact cu cochilia rece și sînt apoi incluse de masa de fontă care se urcă în formă. Oxidul feros, în contact cu carbonul, produce bule de CO și acesta, la rîndul lui, duce la apariția suflurilor aciculare. Cînd unghiul α variază brusc adică $b >> a$ și cînd frecvența de variație este mare, atunci fișiile de fontă se desprind și cad în masa de fontă care le include.

În cădere, fișiile se desfac în picături care se oxidează formînd defectul tipic descris mai înainte.

Variația bruscă a unghiului α și β apare cînd $V \neq 0$. Acest lucru se întîmplă dacă bazinul nu este plin și dacă forța dinamică a jetului de fontă cade direct deasupra orificiului de la piciorul bazinului, fapt care se întîmplă în mod frecvent la turnarea cilindrilor de tablă. În acest caz vitezei V_1 i se adaugă V plus creșterea lui V_0, fapt care determină micșorarea bruscă a unghiului α. Dacă aceste condiții nu rămîn constante, atunci în momentul următor unghiul α va crește, iar masa de fontă în urcare în forma cilindrului va „oscila", de aici decurgînd consecințele descrise.

Diagramele din figura 5 s-au trasat în ipoteza că nivelul fontei din bazin rămîne constant, H_2 scade continuu și jetul de fontă din oala de turnare nu cade deasupra orificiului de la piciorul bazinului.

Analizînd diagramele din figura 5 se observă că între nivelele 2 — 6 (deci pe tăblia cilindrului) V_1, β și υ scad continuu, iar α crește continuu. Dacă, de exemplu, între nivelele 3—4 H_2 în loc să scadă continuu crește brusc, prin ridicarea nivelului fontei din bazin, atunci V_1, β și υ vor crește, iar α va scade. Scăderea lui α și creșterea lui β determină apariția fișiilor elicoidale pe tăblia cilindrului între nivelele 3 și 4. Pe porțiunea din tăblie unde sînt fișii apar în mod inevitabil sufluri. În figura 6, care

reprezintă același cilindru, se văd clar fișiile, sufluriile și unghiul β.

Literatura de specialitate indică viteza de turnare în kg/s. S-a considerat că nu este esențială viteza de turnare ci variația ei. Chiar dacă viteza de turnare, exprimată în kg/s, va rămîne

Fig. 6

riguros constantă în timpul turnării, mărimea vitezei de urcare a fontei în formă va varia totuși o dată cu variația secțiunii transversale a formei. Rezultă că viteza de urcare a fontei în formă nu poate fi constantă. Variația vitezei, deci accelerația, determină formarea picăturilor reci.

Pentru a preveni formarea picăturilor reci, mișcarea de urcare a fontei în formă trebuie să fie uniform încetinită sau uniform accelerată. Pentru a asigura o mișcare de urcare uniform încetinită între nivelele 2—6 este necesar ca nivelul fontei din bazin să fie constant în tot timpul turnării, iar jetul de fontă din oală să nu cadă direct asupra orificiului de la piciorul bazinului. Variația bruscă a vitezei la nivelele 2 și 6 poate fi ameliorată prin mărirea razei de racordare a fusului.

Concluzii asupra vitezei de turnare:

— la viteză constantă de turnare, viteza de urcare a fontei în formă variază;

— factorul esențial care determină apariția picăturilor reci nu este mărimea vitezei de turnare ci variația ei;

— picăturile reci apar cînd variația vitezei de urcare nu este uniformă;

— razele de racordare fus-tăblie trebuie să fie cît mai mari;

— nivelul fontei din bazin să fie constant;

— jetul de fontă să nu cadă deasupra secțiunii piciorului pîlniei sau, dacă pîlnia este tronconică, să cadă cu intensitate constantă.

Concluziile prezentate se referă la condițiile specifice de turnare a cilindrilor.

CZ 621.771.237.07

Tendințe pe plan mondial privind criteriile de alegere a cilindrilor de laminor (1. Cilindri pentru benzi)

Dr. ing. L. SOFRONI
Institutul de cercetări metalurgice

Cilindrii de lucru de la cajele finisoare ale laminoarelor continue de benzi lucrează în condiții de viteze mari de laminare și solicitări mecanice și termice puternice, care adeseori duc la degradarea suprafeței de lucru, la apariția fisurilor sub formă de rețea și la exfolieri.

La fabricarea benzilor (la Combinatul siderurgic-Hunedoara, avînd grosimea de 1 — 5 mm și lățimea de 20 — 500 mm), se impune obținerea unei suprafețe netede, fără asperități și imprimări de oxizi de fier, fără sufluri și crăpături și avînd dimensiuni constante.

Durabilitatea cilindrilor finisori depinde, în principal, de duritatea crustei dure.

Analizînd din punctul de vedere al durității, compoziției chimice și al structurii, datele din literatura de specialitate și cilindrii importați, rezultă că tendința pe plan mondial este aceea a folosirii unor cilindri cu duritate cît mai ridicată [1] — [5].

Cu cît duritatea este mai mare, cu atît uzura este mai scăzută și cu atît numărul de schimbări în caje a cilindrilor este mai mică, ceea ce influențează pozitiv productivitatea laminoarelor continue, moderne. Același lucru este valabil și pentru laminoarele continue de tablă subțire. Astfel, datele înregistrate la un laminor continuu de tablă subțire arată următoarea corelație între rezistența la uzură și duritate[9]:

Duritatea, Sh	74—76	77—79	80—82
Rezistența la uzură, t/mm uzură	7 000—7 800	7 700—8 300	8 100—9 000

În tabela 1 se prezintă durităților cilindrilor folosiți în unele țări.

Tabela 1

Uzina sau sursa bibliografică	Duritatea la tăblie, Sh	Conținutul de carbon, %	Conținutul de nichel, %
Firma Hitachi [1]	76	3,2—3,4	4—4,5
Krivoșeev A [9]	76—80	—	—
Magri [3]	80—90	3,40—3,60	3—4
Kamenski [5]	75—80	2,8—3,5	3,5—4,5

În majoritatea cazurilor, duritatea tăbliei acestor cilindri este mai mare de 75 Sh, ceea ce impune fabricarea unor fonte cu conținut ridicat de Ni (3,5 – 4,5%).

Același lucru a rezultat și din analiza variației structurii pe secțiunea unui cilindru importat din Italia (tabela 2).

Tabela 2

Zona	Conținutul în elemente, %							
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo
Crustă	3,10	0,24	0,66	0,081	0,06	1,22	4,01	0,27
Zona de trecere	3,37	1,34	0,53	0,12	0,049	0,62	1,68	0,17
Miez	3,35	1,47	0,53	0,13	0,049	0,34	0,95	0,18

Valorile ridicate ale durității se obțin numai în cazul realizării unei structuri cu cementită liberă în cantitate mare și sub formă de separări fine, repartizate uniform într-o masă metalică troostito-martensitică.

În figura 1 (*1*—crusta dură ; *2*—zona de trecere ; *3*—miezul cilindrului) este reprezentată variația durității pe secțiunea cilindrului a cărui compoziție este dată în tabela 2.

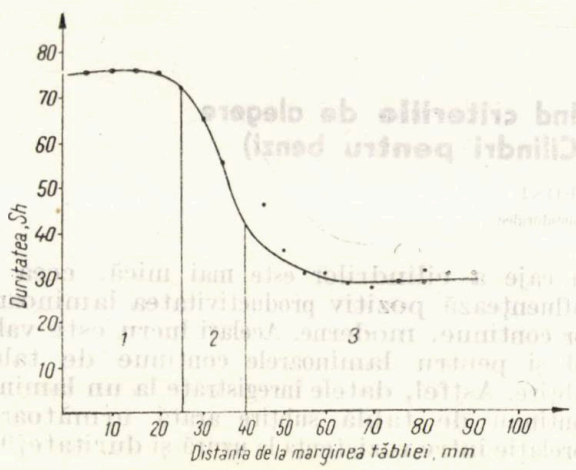


Fig. 1

Structura troostito-martensitică-cementitică se obține, în cazul acestor cilindri, numai prin aliere pronunțată cu nichel și crom. Din modul cum variază conținutul elementelor de aliere (nichel, crom și molibden) pe secțiunea cilindrului, rezultă că pentru turnarea lui s-au folosit două fonte : o fontă primară, cu grad mare de aliere, și o fontă secundară, cu grad mic de aliere sau chiar nealiată. Cu alte cuvinte, procedeul de turnare este cel duplex (compaund).

Datele din literatură arată că, în majoritatea cazurilor, cilindrii finisori pentru laminoarele de benzi sînt turnați prin acest procedeu din fonte mediu aliate cu nichel și crom, conținutul de molibden nedepășind valoarea de 0,5 %.

Aceste fonte, avînd compozițiile și structurile arătate mai înainte, se folosesc de fapt și pentru cilindrii finisori de tablă subțire laminată la cald și la rece (dresori și polizori), precum și pentru cilindrii finisori de la laminoarele de tablă groasă (cum sînt de ex. cei de la Combinatul siderurgic-Galați).

Așadar, structura și deci proprietățile fontelor pentru crusta cilindrilor extraduri depind în cea mai mare măsură de compoziția chimică și mai ales de conținutul de nichel, crom și molibden.

La cilindrii finisori pentru benzi se pune cu deosebită tărie problema micșorării conținutului de nichel (a reducerii prețului de cost), fără ca durabilitatea în exploatare a cilindrilor să se înrăutățească.

Experimentările efectuate în vederea stabilirii influenței nichelului și manganului au dus la concluzia că există posibilitatea înlocuirii parțiale a nichelului cu mangan (pentru 1 % Ni — 2 % Mn).

Într-adevăr la una și aceeași compoziție chimică, o dată cu mărirea conținutului de nichel duritatea crește pînă la un maximum, după care începe să se micșoreze (fig. 2 : curba *1*—fonte cu 2,75 % Mn și 0,68 % Cr ; curba *2*—fonte cu 1,14 % Cr).

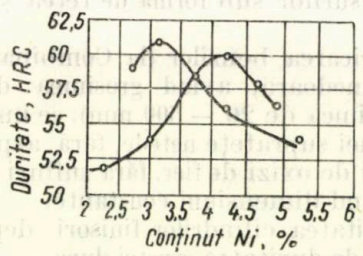


Fig. 2

La fontele cu conținut de mangan scăzut (curba *1*) structura masei metalice de bază se schimbă cu mărirea conținutului de nichel, astfel : de la sorbită (2,24 % Ni), la troostită (3,0 % Ni) și apoi la troostito-martensitică (peste 3 % Ni). Proporția maximă de martensită se

obține la 3,8 — 4,3 % Ni. Creșterea în continuare a conținutului de nichel determină apariția în structură a austenitei, ca urmare a măririi stabilității acesteia și, deci, duritatea începe să se micșoreze. La 5,18% Ni structura masei metalice devine austenitică.

Deci la aceste fonte duritatea maximă (60 HRC) se obține în cazul structurii martensitice (la 3,8 — 4,3 % Ni).

Conținutul de nichel la care se obține duritatea maximă se micșorează o dată cu creșterea conținutului de mangan. Astfel, la 2,75 % Mn, duritatea maximă se obține la 3,1 % Ni (figura 2, curba *2*). Rezultă că în intervalul 3,0 — 3,5 % Ni și 2,0—3,0 % Mn fiecare procent de nichel este echivalent din punct de vedere al influenței asupra durității cu două procente de mangan. Prin aceasta rezistența mecanică și termică a fontei nu se înrăutățesc.

Alegerea conținutului optim de carbon prezintă, de asemenea, o mare importanță. Se știe că o dată cu mărirea lui crește proporția de cementită liberă în structură, însă se micșorează rezistența la șoc termic a fontei (se accentuează tendința de apariție a fisurilor și de exfoliere a suprafeței de lucru a cilindrului în timpul exploatării). Pentru a obține fontă albă în această suprafață, mărirea conținutului de carbon impune și creșterea conținutului de crom, fapt care duce la fragilizarea mai pronunțată a fontei.

În cele mai multe cazuri, cilindrii finisori pentru benzi au un conținut ridicat de carbon (3,3 — 3,5 %). Astfel, cilindrii importați pentru C.S.H. conțin în medie 3,4 % C.

În cazul cînd cilindrii lucrează în condiții termice (de răcire) deosebit de grele (de ex. cilindrii finisori pentru tablă subțire și groasă) se folosesc fonte cu conținutul de carbon cuprins între 2,6 și 2,9% C, la care cementita liberă în structură ocupă 35—40 % din suprafață.

O particularitate a fabricării cilindrilor extraduri, prin turnarea duplex, o constituie apariția frecventă a fisurilor în crusta de lucru în timpul răcirii cilindrilor în formă.

Rebutul din turnare, provocat de fisuri, depășește uneori 30 % din valoarea totală a rebuturilor [2], [6], [7].

Tendința de fisurare este cu atît mai mare, cu cît duritatea cilindrilor este mai ridicată, ceea ce rezultă din datele prezentate în tabela 3, care se referă la situația rebuturilor din cauza fisurilor, la o turnătorie de cilindri în perioada 1959—1963 [2].

Mecanismul formării și dezvoltării fisurilor în cilindrii turnați prin procesul duplex din fontă mediu aliată cu nichel poate fi explicat ținîndu-se seama de temperatură și deci de momentul la care are loc transformarea austenitei în bainită și martensită, însoțită de o pronunțată mărire de volum.

Conținutul de nichel la acești cilindri variază de la periferie spre interior datorită modului de turnare, fonta pentru spălare fiind nealiată (fig. 3 : *1*—cilindru din Italia ; *2*—cilindru din U.R.S.S.).

În miezul cilindrilor, conținutul de nichel este scăzut și deci austenita se va transforma în perlită sorbitică însă cu mărire de volum la

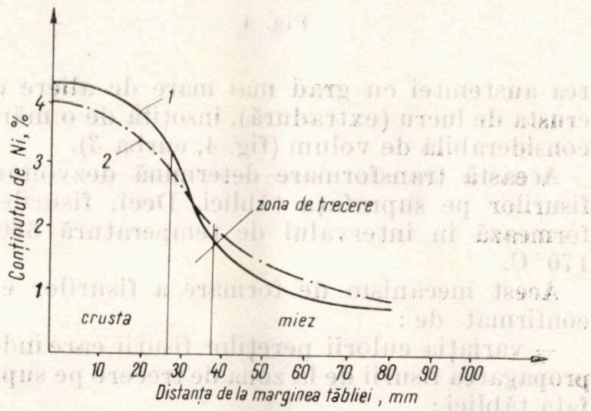


Fig. 3

temperaturi relativ ridicate (600—700° C, fig. 4, curba *1*).

În zona de trecere (cu grosimea relativ redusă) austenita fiind aliată cu mai puțin nichel se va transforma, la răcire, în bainită și martensită cu mărire importantă de volum la temperaturi

Tabela 3

Duritatea	Sub 78 Sh	78—82 Sh	Peste 82 Sh	Total
Numărul de cilindri	21	50	103	174
Procentul de cilindri fisurați	12,1	29	58,9	100
Structura	Sub 20 % martensită rest troostită + bainită	Sub 80 % martensită, rest bainită	Sub 80 % martensită cu 10 % austenită remanentă ; 10 % bainită	

cuprinse între 360 și 320° C (fig. 4, curba 2); ca urmare, apar tensiuni la întindere atît în zona intermediară, cît și în crusta dură, în care austenita însă nu s-a transformat. În continuare la temperaturi mai scăzute de 200—170° C (deci mai tîrziu) se produce transforma-

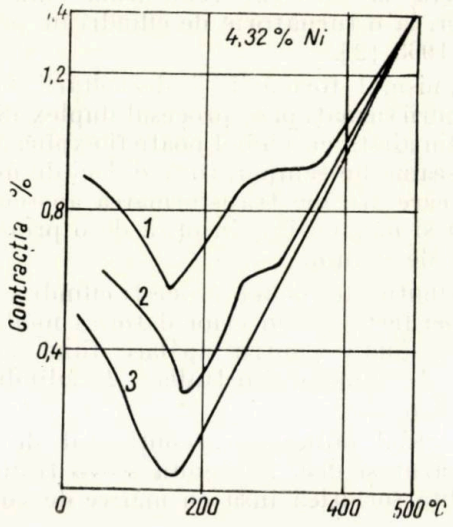


Fig. 4

rea austenitei cu grad mai mare de aliere din crusta de lucru (extradură), însoțită de o mărire considerabilă de volum (fig. 4, curba 3).

Această transformare determină dezvoltarea fisurilor pe suprafața tăbliei. Deci, fisurile se formează în intervalul de temperatură 360—170° C.

Acest mecanism de formare a fisurilor este confirmat de:

— variația culorii pereților fisurii care indică propagarea fisurii de la zona de trecere pe suprafața tăbliei;

— aspectul fisurilor în spărtura cilindrilor;

— faptul că intervalul de temperatură în care se formează fisurile nu depășește 50° C.

De menționat că tensiunile provocate de transformările fazice arătate sînt de aceleași sensuri (deci se însumează) cu tensiunile de contracție.

Datele din literatură arată că tensiunile maxime de întindere sînt în zona de trecere, unde ating 11—21 kgf/mm².

Ținîndu-se seama de mecanismul analizat mai înainte se pot deduce următoarele măsuri în vederea evitării fisurilor:

— micșorarea proporției de martensită din crusta extradură pînă la obținerea unei structuri bainitice prin reducerea conținutului de nichel;

— mărirea grosimii zonei de trecere fie prin mărirea duratei de spălare, fie prin mărirea cantității fontei la spălare;

— micșorarea diferenței de contracție dintre fonta din crusta extradură și fonta din miezul cilindrului, prin reducerea conținutului de carbon din fonta primară și a sumei C + Si din fonta secundară (de spălare);

— scoaterea cilindrilor din formă după răcirea lor totală;

— evitarea șocurilor mecanice (loviturilor) în timpul transportului și manipulării.

Pentru diminuarea tendinței de formare a fisurilor, în unele țări se folosesc cilindri din fontă cu structură indefinită la suprafața de lucru (cca. 1 %). Separările foarte fine de grafit fac posibilă dezvoltarea unor procese de relaxare a fontei la transformarea austenitei în troostită și martensită și, deci, micșorarea tensiunilor interne.

Structura indefinită se obține prin modificarea fontei primare (aliate), în timpul turnării, cu SiC, TiC sau CaSi, în cantitate de 0,5 %.

Se consideră că puritatea crustei dure joacă un rol deosebit de important în ceea ce privește durabilitatea în exploatare a cilindrilor. Prezența grafitului (format fie la solidificare, fie în timpul exploatării cilindrului) și a incluziunilor nemetalice determină micșorarea pronunțată a rezistenței la uzură. Ținîndu-se seama de influența grafitizantă a nichelului se indică următoarea corelație dintre conținutul principalelor elemente, care să asigure obținerea unor fonte albe:

$$(C + 2\,Si + 0{,}8\,Ni) - (3\,Cr + Mo) = 3{,}4 \ldots 3{,}8$$

În legătură cu influența pozitivă a separărilor de grafit din crusta cilindrilor asupra tendinței de formare a fisurilor la turnare, rămîne de stabilit mai precis, în funcție de condițiile concrete de funcționare, care este influența cantităților mici de grafit asupra rezistenței la uzură și la oboseală termică.

BIBLIOGRAFIE

[1] Prospectul firmei Hitachi Metals, Ltd, Japonia, nr. F 102.

[2] Krivoscov A. E. *Despre cauzele formării fisurilor periforme în cilindrii cu două straturi turnate din fontă aliată cu Cr și Ni.* Izvestia vîșșih ucebnîh zavedenii Ciornaia Metalurghia, nr. 7, 1967.

[3] Margi D. *La fabricatione dei cilindri in ghisa per laminatorio* (*Fabricarea cilindrilor de fontă pentru laminoare*). La Fonderia Italiana, nr. 3, 1960, p. 95—108.

[4] Csontos I. *Cercetări asupra turnării cilindrilor compaund.* Öntöde, nr. 8, 1966, p. 138—141.

[5] Kamenski E. și Stepanek R. *Producerea cilindrilor cu crustă dură aliați pentru laminoarele de benzi.* Giessereitechnik, nr. 8, 1965, p. 239—244.

[6] Allison P. H. și Peterson C. E. *Modern Manufacture and Use of Cast Rolling Mill Rolle.* Iron and Steel Eingineer, decembr., 1954, p. 68—76. Industria Metalurgică nr. 12, 1955.

[7] Dogan J. M. *Development of Roll Specifications for a Modern Wire Rolling Mill (Evoluția specificațiilor de cilindri pentru un laminor de sîrmă).* Iron and Steel Engineer, nr. 2, 1965, p. 125—135.

[8] Lee R. *Iron Rolls for the Metal paper, raber and plastichs Industries* (*Cilindri de fontă pentru metale, hîrtie și industria plastică*). The Britisch Fondrimann, nr. 1965, p. 257—279. Tradus I.D.T. dos. 44959.

[9] Drivoșeev A. E., Rudnițkii L. S., Tara I. N. și Lev I. E. *Mărirea durabilității cilindrilor de la laminoarele continue de tablă subțire.* Stal, nr. 1959, p. 629—636.

CZ 621.771.252.07

Considerații privind turnarea cilindrilor de laminor tip Morgoil pentru liniile de sîrmă și profile mici

Ing. A. MITROFAN și ing. M. MARGHESCU
Uzina „Victoria" — Călan

Cilindrii ce fac obiectul prezentului studiu sînt folosiți la liniile continue pentru sîrmă și profile mici, în cajele prefinisoare și finisoare pentru laminarea la cald a sîrmei cu diametrul de 8—16 mm și a profilelor mici (cu diametrul de 8—30, cornier 20 × 20 — 50 × 50, T 20 × 20 — 40 × 40 etc.) din oțel carbon obișnuit și oțel carbon de calitate (tabela 1).

Tabela 1

Linia de laminare	Cajele	Dimensiunile			Greutate/buc., kg.
		Diametrul tăbliei	Lungimea tăbliei	Lungimea totală	
Sîrmă și profile mici	5—8	380	932	2280	1 180
Sîrmă	9—18	330	636,6	1630	625
Profile mici	9—16	330	636,6	1630	625

Pentru acest tip de cilindri, care pînă în anul 1965 au fost importați din West, s-a stabilit o tehnologie de turnare după cea clasică adoptată în țară pentru cilindrii semiduri din fontă cu grafit nodular aliată cu Cr, Ni, Mo, prevăzîndu-se și îmbunătățirile necesare în scopul eliminărilor defectelor de turnare [2].

În anii trecuți s-au obținut cilindri cu duritatea tăbliei de 380—430 HB și a fusurilor de 310—350 HB, care aveau următoarea compoziție chimică (în %) : C = max. 3,5 ; Si = 1,2 —2,0 ; Mn = 0,3 — 0,8 ; Cr = 0,6 — 1,1 ; Ni = 2,0 — 2,8 ; Mo = 0,3 — 0,6 ; Pmax. = 0,150 ; Smax. = 0,05. Gradul de aliere a fost stabilit pentru obținerea unor fusuri cu duritatea maximă de 320 HB în scopul ușurării prelucrării și a îmbunătățirii rezistenței lor la încovoiere, fapt care a dus la limitarea durității tăbliei la maximum 380 HB.

Deficiențele mai importante ale acestor cilindri au fost următoarele :

— uzură prematură în calibre ca urmare a dislocărilor macroscopice de materiale în procesul de laminare, cu urmări negative asupra calității laminatului (amprente) ;

— structura fontei este grosolană, indicată de separările mari de cementită în masa de bază perlitică, precum și de neuniformitatea repartiției lor.

În condițiile de lucru ale cilindrului (temperatură, frecare, forță de laminare) se poate presupune că în cazul structurilor arătate, datorită proprietăților fizico-mecanice diferite ale constituenților se produce o uzură diferențiată. În aceste condiții aglomerările de cementită cu duritate ridicată față de masa de bază perlitică au o uzură mică, rămînînd la un moment dat în „relief". Avînd caracteristici mecanice slabe și legătură slabă cu masa de bază, în timpul laminării sînt smulse de forțele de frecare provocînd dislocări care pe măsura avansării procesului de laminare se accentuează.

De asemenea, se pot produce ruperi în caje cauzate de rezistența scăzută a miezului în structura căruia apare cementită liberă pînă la 20—25%, datorită efectului puternic antigrafitizant al magneziului care se manifestă pe toată secțiunea cilindrului. Ca urmare a acestui lucru și a segregațiilor de elemente de aliere, fusurile, în special cel inferior, au o prelucrabilitate scăzută, fapt ce creează greutăți în atelierele de prelucrare.

Încercările efectuate pentru eliminarea acestor deficiențe au urmat linia creșterii durabilității tăbliei și măririi prelucrabilității fusurilor. În condițiile tehnologice stabilite singura posibilitate de creștere a durabilității tăbliei s-a considerat a fi cea a creșterii durității ei și a finisării structurii prin mărirea gradului de aliere (Cr = 1,0 — 1,1 ; Mn = 0,9 — 1,1 ; Ni = 2,6—2,8. Cu creșterea gradului de aliere a crescut duritatea tăbliei la 410—430 HB proporțional crescînd însă și duritatea fusului la 330—350 HB.

Pe lîngă faptul că prin această rezolvare a crescut duritatea fusului în limite nepermise, ea este nerentabilă din punct de vedere economic datorită consumului suplimentar de elemente de aliere.

Pe linia măririi prelucrabilității fusurilor s-a urmărit creșterea gradului de grafitizare prin mărirea conținutului de siliciu la 1,9—2,2%. S-au obținut cilindri cu duritatea fusurilor sub 320 HB, scăzînd însă duritatea tăbliei la 350—370 HB.

Analizînd rezultatele obținute în urma încercărilor privind tehnologia de elaborare, modificare și turnare pe cochila căptușită, s-a ajuns la concluzia că modificări neesențiale de genul celor arătate mai înainte nu pot duce la obținerea rezultatelor scontate. În condițiile unui grad de aliere dat (Cr, Ni, Mo) și a efectului antigrafitizant al magneziului s-a considerat că cea mai bună cale de îmbunătățire a calității acestor cilindri o constituie

realizarea unei viteze de răcire net diferențiată între fus și tăblie care să ducă la obținerea structurilor favorabile, prin folosirea cochilelor necăptușite. Efectul vitezei de răcire provocat de chochila necăptușită plus efectul antigrafitizant al magneziului realizează o structură favorabilă prin aceea că o dată cu creșterea durității tăbliei duce și la finisarea structurii ca urmare a măririi numărului de centre de cristalizare primară.

Pentru micșorarea durității fusurilor s-a adoptat soluția majorării conținutului de siliciu de la maximum 2,2%, după vechea tehnologie, la 2,5—2,8%, avîndu-se în vedere efectul său grafitizant. În aceste condiții majorarea conținutului de siliciu duce la scăderea durității tăbliei. Cu toate că un conținut ridicat de siliciu limitează duritatea tăbliei la maximum 500 HB și duce la apariția grafitului nodular pînă la exteriorul tăbliei, proprietățile de uzură se îmbunătățesc față de o fontă turnată în condiții similare avînd conținutul de siliciu scăzut. Aceasta deoarece, în acest caz, peste efectul vitezei de răcire se suprapune acel al siliciului care determină creșterea gradului de eutecticitate și, în final, a numărului de grăunți primari.

În mod obișnuit pe cochile necăptușite se toarnă cilindri cu crustă dură sau extradură care sînt caracterizați prin existența în secțiune a zonelor de trecere. La acest tip de cilindri, factorii ce influențează în mod esențial apariția zonelor sînt : viteza de răcire și gradul de aliere. Deși cilindrii care fac obiectul articolului de față ajung cu duritatea la nivelul mediu al cilindrilor cu crustă dură, între aceștia există diferențe esențiale, și anume :

— duritatea tăbliei este majorată nu numai prin efectul vitezei de răcire și a gradului de aliere (Cr, Ni, Mo), ci și prin finisarea structurii ca efect al siliciului ridicat. În aceste condiții la aceeași duritate medie, comparativ cu cilindrii cu crustă dură, gradul de albire este mult mai mic ;

— dispariția zonelor de trecere caracteristice cilindrilor turnați în cochile necăptușite ca urmare a tratării fontei cu magneziu, care are ca efect mărirea subrăcirii ce se manifestă pe toată secțiunea cilindrului. Atenuarea și dispariția zonelor de trecere se datoresc faptului că atît zona centrală a cilindrului, cît și cea intermediară au un grad de albire mai mare decît în cazul fontelor turnate pe cochilă, dar netratate cu magneziu, efectul manifestîndu-se indirect prin ridicarea durității zonelor centrale.

Deși majorarea conținutului de siliciu a avut ca scop micșorarea durității fusurilor, s-a constatat că acest lucru nu se realizează practic în limitele dorite (sub 280 HB) deși gradul de grafitizare a fontei din fusuri este mai ridicat. Acest lucru se explică prin apariția feritei aliate cu siliciu cu o microduritate ridicată și o finisare a structurii prin creșterea numărului de grăunți primari. Cu toate acestea gradul de prelucrabilitate a fusurilor și rezistența lor mecanică a crescut ca urmare a finisării și a micșorării gradului de albire.

Ipotezele făcute, precum și concluziile enunțate mai înainte se bazează pe încercări efectuate pe un număr de circa 150 cilindri turnați prin cele două procedee tehnologice indicate, precum și asupra comportării în exploatare a acestora.

Pentru ilustrarea concluziilor trace s-au ales doi cilindri cu dimensiunile ∅380×932, turnați după cele două tehnologii.

Cilindrul nr. 817, turnat pe cochilă căptușită, rupt în cajă în timpul laminării, a avut următoarea compoziție chimică (în %) : C = 3,42 ; Si = 2,02 ; Mn = 1,02 ; S = 0,017 ; P = 0,140 ; Cr = 1,03 ; Ni = 2,52 ; Mo = 0,42 și o duritate de 405 HB la tăblie și 331 HB pe fusuri. Acest cilindru face parte din seria celor la care s-a încercat mărirea durabilității tăbliei prin creșterea durității ei pe seama alierii suplimentare.

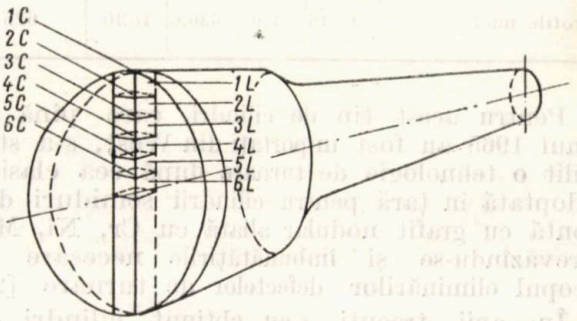


Fig. 1

Cilindrul nr. 1057, destinat cercetării, face parte din seria cilindrilor turnați pe cochilă necăptușită cu următoarea compoziție chimică (în %) : C = 3,15 ; Si = 2,68 ; Mn = 0,68 ; S = 0,008 ; P = 0,146 ; Cr = 0,51 ; Ni = 2,14 ; Mo = 0,34, avînd o duritate de 453 HB la tăblie și 315 HB pe fusuri.

Studiul s-a referit în special la determinarea variației de duritate și structură, urmărind în special determinarea caracteristicilor zonelor interesante din punctul de vedere al comportării lor în exploatare, și anume : adîncimea de calibrare și zona centrală de rezistență mecanică.

Pentru determinarea cît mai exactă a influenței vitezei de răcire asupra durității și structurii, deci implicit asupra comportării la uzură, eșantioanele pe care s-au efectuat determinările au fost prelevate conform scheme din figura 1 în care litera *C* indică direcția radială de determinare și litera *L* indică direcția axială de determinare.

Pe baza măsurărilor efectuate s-a trasat diagrama variației durității pe direcție radială (C) pentru cei doi cilindri studiați (fig. 2). Curba C_1 reprezintă variația durității pentru cilindrul nr. 817, iar curba C_2, pentru cilindrul nr. 1 057, la diferite adîncimi.

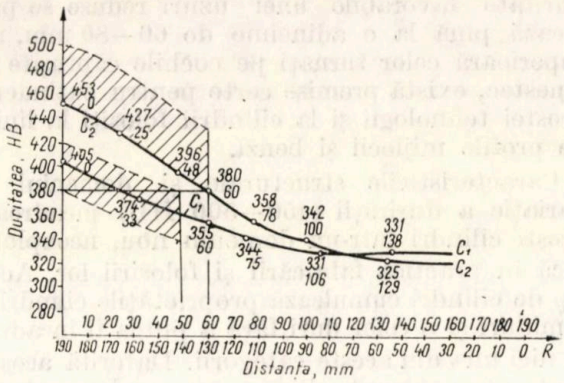


Fig. 2

Cilindrul nr. 817 s-a încadrat la o medie a unui domeniu de durități cuprins între 380 și 420 HB în care s-au turnat cilindri pe cochilă căptușită, iar cilindrul nr. 1057 la limita inferioară a domeniului 450—500 HB, pentru cei turnați pe cochilă necăptușită.

Considerîndu-se ca limită minimă pentru o durabilitate acceptabilă la acest tip de cilindri duritatea de 380 HB, se observă din diagramă că la cilindrii turnați după noua tehnologie, ea se obține la o adîncime de minimum 60 mm, pe cînd la cei turnați pe cochile căptușite limita maximă ajunge la 50 mm. Întrucît adîncimea calibrării nu depășește 30 mm se observă neta diferențiere de duritate în acest domeniu, fapt ce explică creșterea substanțială a durabilității lor.

În figura 3 se redă variația structurii pentru cilindrul nr. 817 (×100, atac nital; a — exterior; b — 33 mm de la exterior; c — 75 mm; d — 106 mm; e — 138 mm), iar în figura 4 se arată structurile cilindrului nr. 1057 după direcția C (a — exterior; b — 25 mm; c — 48 mm; d — 78 mm; e — 129 mm).

Microstructurile fontelor în direcția L au fost practic aceleași.

Din aceste figuri rezultă că variația structurii confirmă ipotezele anterioare asupra mecanismului de uzură și rezistență a cilindrilor analizați.

Din analiza microfotografiilor după cele două direcții stabilite reiese că la cilindrii turnați pe cochilă căptușită viteza de răcire influențează asupra direcției de cristalizare începînd de la exteriorul tăbliei, fapt care explică o uzură neuniformă a flancurilor față de fundul calibrelor.

La cilindrii turnați pe cochilă necăptușită influența vitezei de răcire asupra direcției de cristalizare apare evidentă începînd de la adîn-

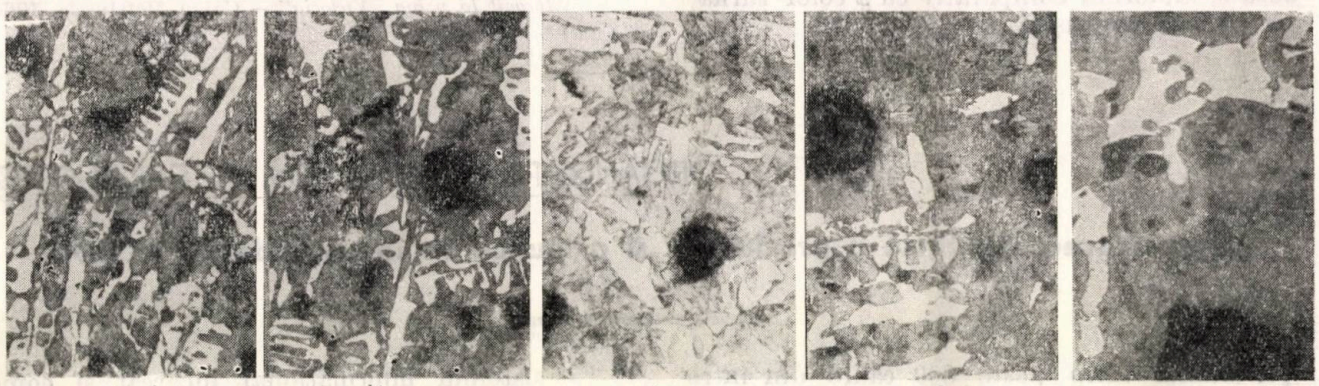


Fig. 3

Fig. 4

cimea de 35 mm, situată în afara limitelor de calibrare; ca urmare și explicația uzurii reduse și uniforme în procesul de laminare. Cu cilindrii turnați după această tehnologie s-au obținut durabilități chiar mai mari decît la cilindrii din import (tabela 2).

Tabela 2

Furnizor	Caja	Garnitura	t/mm	Obs.
U.V.C. Tehn. veche	9–10	17	568	
		20	698	
	13–14	21/3	810	
		22/3	1 220	
Austria	9–10		1 991	Media durabilităților obținute pe toți cilindrii folosiți
	13–14		1 600	
U.V.C. Tehn. nouă	9–10	22/3	2 000	
	13–14	24/3	1 631	

Concluzii. În condițiile turnării cilindrilor de laminor pentru sîrmă pe cochilă necăptușită și cu un conținut de siliciu cuprins între 2,5 și 2,8% se realizează caracteristici superioare de structură de duritate care conferă o uzură redusă și uniformă comparativ cu a celor turnați pe cochilă căptușită.

Acești cilindri, deși se toarnă pe cochilă necăptușită, nu prezintă crustă dură și zonă de trecere ca urmare a efectului siliciului și tratării fontei cu magneziu, încadrîndu-se în categoria cilindrilor cu structură indefinită.

Deoarece caracteristicile de structură și duritate favorabile unei uzuri reduse se păstrează pînă la o adîncime de 60—80 mm, net superioară celor turnați pe cochile căptușite cu amestec, există premise certe pentru extinderea acestei tehnologii și la cilindrii folosiți la liniile de profile mijlocii și benzi.

Caracteristicile structurale și domeniul de variație a durității (450—500 HB) încadrează acești cilindri într-un domeniu nou, neexplorat încă în practica fabricării și folosirii lor. Acest tip de cilindri cumulează proprietățile cilindrilor semiduri și a celor duri fără a putea fi încadrați în nici una din aceste categorii. Datorită acestui fapt s-au obținut cilindri cu performanțe ce depășesc pe acelea ale celor mai buni cilindri similari din import, cu materiale indigene și folosind o tehnologie originală.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Îmbunătățirea calității cilindrilor de laminor prin folosirea fontelor cu grafit nodular, aliate și nealiate.* Studiu I.C.E.M., 1966.

[2] Mitrofan A. și Marghescu M. *Considerații privind turnarea cilindrilor de laminor cu fusuri conice tip Morgoil la uzina „Victoria" — Călan.* Metalurgia, 1966 nr. 9, p. 518.

ORGANIZAREA ȘTIINȚIFICĂ A PRODUCȚIEI

CZ 669.1.013.5 : 338.062.4

Organizarea științifică a producției și a muncii în întreprinderile M. I. M.

Ing. T. ȚECU

Ministerul Industriei Metalurgice

În ultimul timp peste 800 cadre din întreprinderi, institute de proiectări, cercetări și din minister au luat parte efectivă la întocmirea a peste 600 studii privind organizarea conducerii întreprinderii, organizarea superioară a producției, a muncii și a normării.

Din studiile elaborate s-a desprins că nu în toate cazurile formele actuale de conducere a producției corespund necesităților variate și problemelor multiple, ridicate de activitatea curentă și de perspectivă, din cauza următoarelor deficiențe:

— insuficienta delimitare a competențelor și răspunderilor pe diferite trepte ierarhice, paralelisme în activitatea unor compartimente, ceea ce diminuează posibilitățile de cuprindere, analiză și decizie a conducătorilor;

— sistemul informațional încărcat și complicat duce la un volum de muncă sporit pentru evidența și prelucrarea datelor, mai ales că, în majoritatea întreprinderilor, lipsesc mașini moderne de evidență și prelucrare rapidă a datelor pentru creșterea operativității și luarea deciziilor;

— dispersarea unor activități în mai multe compartimente cu același profil, aflate în subordinea diferitelor secții, servicii sau direcții, ceea ce mărește efectivul personalului tehnico-administrativ și reduce raportul cadrelor cu pregătire superioară.

După analizarea acestor aspecte (fără a fi epuizate) în unele uzine s-au luat măsuri de îmbunătățire prin comasarea unor servicii, secții productive, concentrarea activității de evidență și pontaj, de calculare a salariilor, de

întreținere ceea ce în final va duce, în perioada 1967—1970, la o reducere a personalului tehnico-administrativ cu circa 1623 în întreprinderile coordonate de M. I. M.

Creșterea producției fizice a stat în atenția tuturor colectivelor din întreprinderi. În studiile elaborate s-au propus soluții care să ducă la creșterea indicilor intensivi și extensivi ai utilajelor existente, prin îmbunătățirea fluxurilor tehnologice, prin mecanizarea unor operații, printr-o programare rațională a producției. S-a arătat că există excedente de capacitate la agregatele și utilajele de bază, care nu pot fi valorificate datorită unor strangulări în fluxul tehnologic, precum și datorită insuficientei dotări cu utilaje de pregătire și deservire. De asemenea s-a propus înființarea unor baze specializate de desfacere a produselor siderurgice la marile combinate, care să nu se mai ocupe de laminarea fragmentată a unor sortimente solicitate de beneficiari, ci să lamineze în loturi optime, ceea ce duce la reducerea opririlor pentru schimbarea cilindrilor și deci la sporirea producției.

Studiul privind optimizarea capacității laminorului de tablă groasă de la Galați a dus la concluzia că prin îmbunătățirea sistemului de programare, de desfacere și de folosire intensivă a cuptoarelor de încălzire, producția acestui laminor poate crește cu circa 40 — 50%.

În atenția colectivelor din intreprinderi stă și organizarea activității de întreținere și reparații. Pornind de la avantajele și dezavantajele celor trei sisteme principale cunoscute (centralizat, descentralizat și mixt), majoritatea studiilor au dus la concluzia că, în condițiile existente, sistemul mixt de organizare a acestei activități ar corespunde cu sporirea gradului de centralizare pînă la trecerea treptată la sistemul centralizat, care are avantaje multiple față de celelalte, și anume:

— creșterea indicilor de utilizare a mașinilor-unelte și SVD-uri;

— creșterea gradului de ocupare a muncitorilor;

— specializarea muncitorilor și asigurarea unei asistențe tehnice corespunzătoare;

— concentrarea forței de muncă la fiecare reparație, ceea ce duce la scurtarea duratei acestora.

De asemenea, s-a scos în evidență că sînt necesare măsuri care să ducă la creșterea rolului întreținerii preventive, la îmbunătățirea criteriilor de fundamentare a planului de reparații (se preconizează aplicarea unor metode matematice privind siguranța în funcționare a agregatelor siderurgice). La studierea acestor aspecte au contribuit multe uzine printre care C. S. H., C. S. R., I. S. C. T., Uzina de țevi „Republica", „Fabrica de produse refractare" — Alba Iulia și altele.

Dintre numeroasele măsuri și propuneri se desprind cîteva care se vor extinde și generaliza, printre care:

— introducerea celor mai avansate tehnologii din țară și din străinătate (folosirea intensificatorilor, turnarea cu viteze mărite etc.);

— completarea cu diverse mașini și utilaje pentru deserviri și pregătiri pentru folosirea capacităților agregatelor de bază;

— introducerea lucrului principalelor instalații după grafic;

— adîncirea gradului de specializare, profilarea unor întreprinderi;

— comasarea secțiilor, uzinelor cu profil asemănător, în mari unități, în care o serie întreagă de activități pot fi coordonate centralizat și la care se justifică înființarea unor centre de calcul dotate cu mașini electrice de calcul;

— organizarea, pe baze noi, a activității de reparații, de întreținere, de mică mecanizare;

— organizarea activității de desfacere prin înființarea bazelor specializate de desfacere, în vederea respectării disciplinei contractuale și a creșterii indicelui extensiv, în special a laminoarelor;

— întărirea sectoarelor de concepție, specializarea pe probleme de cercetare, producție etc.;

— organizarea și mecanizarea activității de transport și manipulare.

Prin măsurile care se vor lua producția de fontă va crește cu peste 650 000 t, cea de oțel, cu peste 900 000 t, din care la C.S.H. cu circa 600 000 t, prin intensificarea folosirii oxigenului la elaborare, oțel care va fi prelucrat în circa 700 000 t laminate. Producția de țevi crește cu peste 120 000 t, iar producția de refractare, cu circa 136 000 t.

Creșterea produselor principale, proporțional cu sarcinile din planul cincinal și față de anul de bază (1965) este redată în figura 1 (*a*— fontă; *b*—oțel; *c*—laminate pline; *d*—țevi; *e*—refractare).

Ca urmare a sporurilor de produse (realizate prin luarea unor măsuri organizatorice), a unor dotări, producția globală va fi de peste 4 miliarde lei, producția-marfă, de peste 3,8 miliarde lei, iar beneficiile, de circa 1,2 miliarde lei.

Productivitatea muncii crește cu 156% față de planul cincinal și anul de bază (1965) prevăzut cu o depășire de 142%.

Creșterile procentuale ale producției globale (*a*), productivității (*b*) și reducerii numărului de salariați (*c*) sînt redate în figura 2 (linia continuă reprezintă cifre de plan, iar linia punctată, cifre propuse).

În figura 3 sînt reprezentate creșterile procentuale ale producției-marfă (*a*) și ale beneficiarilor (*b*).

Studii mai puține s-au elaborat în domeniile normării și organizării muncii, domenii foarte importante pentru creșterea productivității muncii.

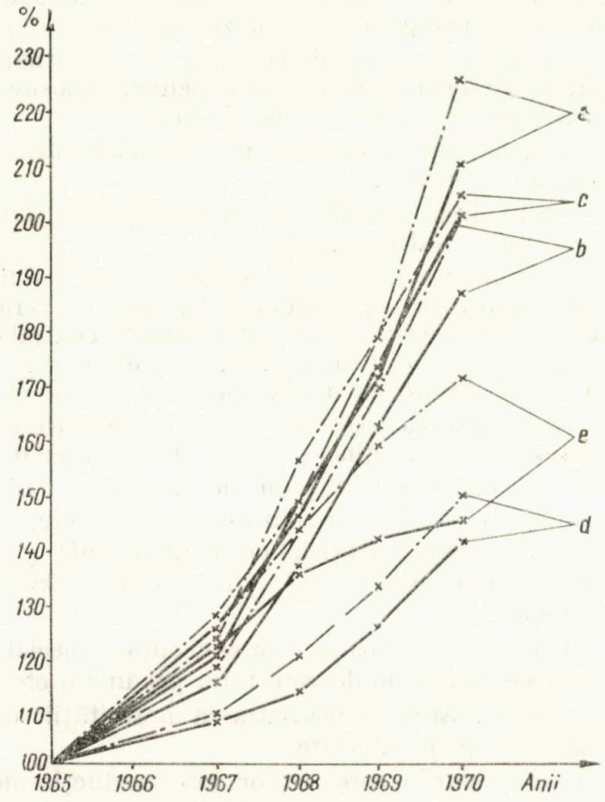


Fig. 1

Prin studiile întocmite și măsurile preconizate, paralel cu creșterile producției fizice se va putea reduce numărul salariaților în perioada 1967—1970 cu circa 11 000 om/an (fig. 2, *c*) față de prevederile planului cincinal.

Cu toate că ritmul creșterii productivității muncii este ridicat, totuși productivitatea ce se obține este încă scăzută față de țările avansate industrial. Trebuie continuată acțiunea, prin aprofundarea studiilor, prin studierea și a altor aspecte, astfel ca în viitorul apropiat, nivelul productivităților ce urmează a fi atins să fie comparabil cu aceste țări. Acest lucru este posibil, deoarece după 1970 prin atingerea capacității proiectate a oțelăriei de la C. S. G.,

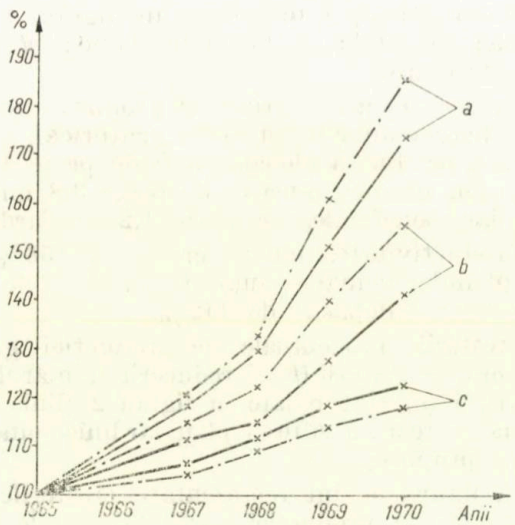


Fig. 2

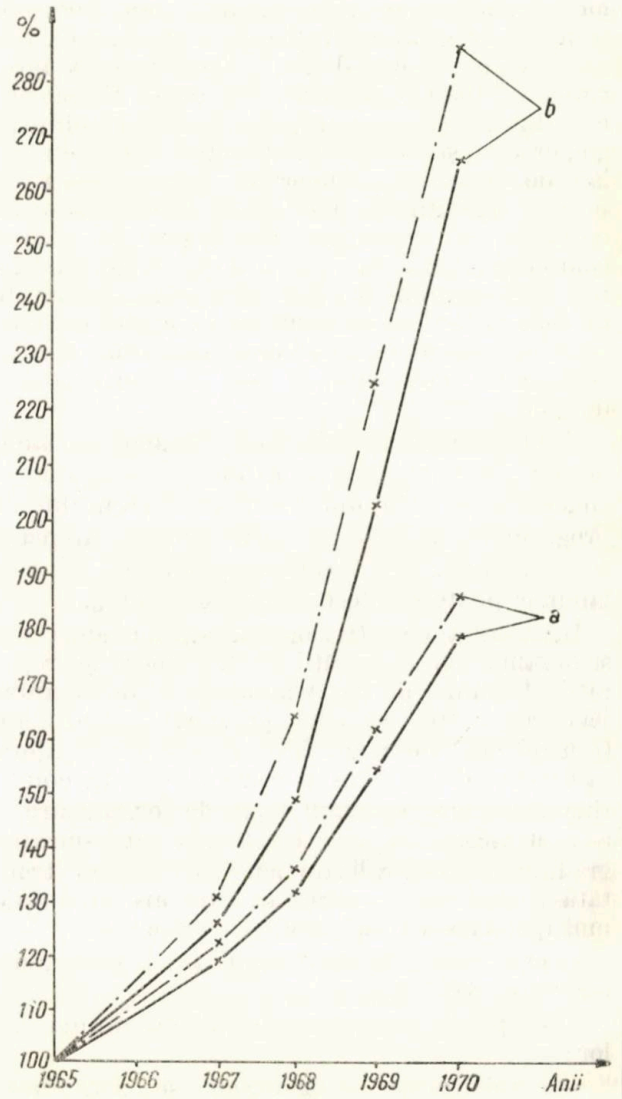


Fig. 3

se mărește ponderea fabricației de oțel, prin procedeul L. D., precum și gradul de prelucrare, prin intrarea în producție a noilor laminoare de benzi.

Prin comasarea întreprinderilor cu profil asemănător se poate ajunge la creșterea productivității muncii. In situația actuală circa 70% din producția globală se realizează în cele trei combinate, în care numărul salariaților reprezintă circa 45%, iar restul uzinelor produc circa 30% din producția globală și au circa 55% din numărul salariaților.

CZ 669 (498)

Dezvoltarea metalurgiei pe teritoriul țării noastre în epoca fierului*

Conf. dr. ing. N. GERU
Institutul politehnic „Gheorghe Gheorghiu-Dej" — București

În perioada 1 300 — 1 200 î.e.n. triburile tracice din spațiul carpato-dunărean păsesc într-o nouă epocă istorică, epoca fierului. Se știe că această epocă cuprinde două perioade: prima denumită Hallsttat și a doua, Latène.

Oamenii au cunoscut fierul încă din mileniul III î.e.n.; în Egipt au fost găsite obiecte din fier datînd de prin anul 2 800 î.e.n. iar în China de prin anul 2 350 î.e.n. Fierul folosit în acele timpuri provenea însă din meteoriți. Aceștia, găsindu-se în număr mic, nu puteau constitui o bază pentru făurirea curentă a uneltelor și armelor necesare omenirii; în acea epocă utilizarea armelor și uneltelor din fier, avînd un caracter sporadic, nu a influențat sensibil evoluția societății. Numai după descoperirea tehnologiei de obținere a fierului din minereuri, oamenii au dispus de suficiente cantități de fier pentru a trece la înlocuirea treptată a armelor și uneltelor de bronz cu cele de fier. În prezent, se consideră că primii care au reușit să cunoască metalurgia fierului au fost hitiții (în secolul XIV î.e.n.), puterea militară și politică a statului hitit, situat în Asia Mică, bazîndu-se pe folosirea fierului a cărui tehnologie era ținută secretă.

Numai după prăbușirea statului hitit, pe la 1 200 î.e.n., metalurgia fierului s-a difuzat de-a lungul Mării Mediterane. Astfel, pe la anul 1 000 î.e.n. triburile din Europa Centrală și central-răsăriteană au început să dezvolte o metalurgie a fierului proprie, Europa trecînd, din acest punct de vedere, înaintea Orientului.

Căile de pătrundere a metalurgiei fierului pe teritoriul României comportă încă discuții. Se consideră, ca principală, calea Anatolia—Grecia—Balcani—Europa Centrală — spațiul carpato-dunărean, cu unele ramuri secundare, dintre care trebuie menționată cea din estul Balcanilor spre Dobrogea. Alte căi sînt calea cimeriană sau ponto-caucaziană, peste Caucaz și stepele nord-pontice, calea italică etc. Originea eterogenă a obiectelor de fier de pe teritoriul României este determinată tocmai de diversitatea centrelor și căilor de difuziune.

Pe teritoriul României prima epocă a fierului, epoca Hallsttat, începe aproximativ la 1 150 î.e.n. și se sfîrșește pe la 450 î.e.n. Trecerea de la epoca bronzului la cea a fierului (1 300 — 1 200 î.e.n.) s-a făcut treptat, fără vreo întrerupere în evoluția locală. Pe toată durata primei epoci a fierului se constată, în spațiul carpato-dunărean, o importantă metalurgie a bronzului, difuziunea metalurgiei fierului fiind foarte redusă.

Urmele care vorbesc despre activitatea intensă din această epocă în domeniul metalurgiei bronzului sînt numeroase; de exemplu, depozitul turnătoriei de la Uioara conține 5 800 piese diferite alături de unelte și arme uzate cîntărind în total 1 300 kg. De asemenea, numai cinci mari depozite din Transilvania (Uioara, Gușterița, Spălanca, Dipșa și Band) conțin la un loc circa 4 000 kg obiecte de bronz, cantitate aproximativ egală cu cea din toate depozitele din perioada finală și de tranziție a bronzului. Dintre depozitele datînd din această epocă se mai pot menționa depozitele de la Pecica, Oinac, Dragna de jos (Muntenia), Rafailă (Moldova), Gura Dobrogei, Techirghiol, Poarta-Albă (Dobrogea). Trebuie semnalată și prezența a numeroase tipare de turnat bronz, în diferite așezări situate de o parte sau alta a arcului carpatic ca, de exemplu, în Oltenia, la Logrești-Birnici, Plenița și Almăjan, în Moldova la Holboca lîngă Iași etc.

Pe baza documentației de care se dispune în prezent se presupune că în perioada finală a epocii bronzului și în perioada timpurie hallstattiană (1 200 — 800 î.e.n.) a existat în Dobrogea, în Cîmpia Munteniei și în nord-estul Bulgariei un centru metalurgic tracic foarte prosper avînd strînse legături atît cu centrele metalurgice tracice din Transilvania, cît și cu cele din sud.

Nivelul înalt atins de metalurgia cuprului și bronzului pe teritoriul României în epoca de sfîrșit a bronzului și în perioada hallsttatiană a determinat pe Aristotel să considere că arta de a topi și turna arama a inventat-o Lydis (Lud) din regiunea Carpaților **.

Perioada hallsttatiană reprezintă în același timp și epoca de înflorire maximă a metalurgiei prelucrătoare a aurului; Herodot considera minele de aur din Transilvania ca fiind, în vremea aceea, singurele din Europa, și arăta că Darius, împăratul perșilor, a pătruns pe meleagurile țării noastre atras fiind de aurul din rîul Maris (Mureș) pe al cărui țărm locuia poporul Agatîrșilor care era „mare amator de aur și se desfăta în aur".

În această epocă de înflorire a metalurgiei bronzului și aurului s-a născut în regiunea

* Începuturile metalurgiei pe teritoriul patriei noastre și dezvoltarea ei în epoca bronzului sînt tratate în revista Metalurgia nr. 2 din 1968.

** Densușeanu N. Dacia preistorică, p. 484. Institutul de arte grafice Carol Göbl, București, 1913.

carpaților o artă proprie originală traco-getică absolut diferențiată de cea a grupelor etnografice înconjurătoare și executată după cum spunea încă din anul 1926 V. Pîrvan „fie în materialul comun al vremii, bronzul, fie în materialul specific transilvan, aurul". Dintre produ-

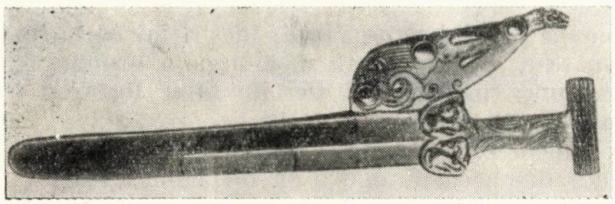
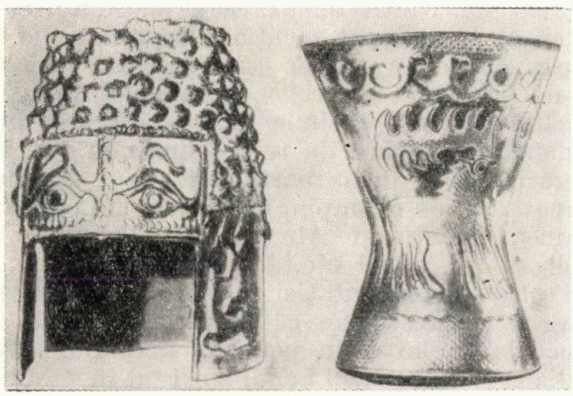


Fig. 1

sele acestei arte se poate menționa în primul rînd sabia emblemă de la Medgidia (fig. 1), care se turna în bronz și se fixa pe monumente de caracter comemorativ sau funerar [4]. Sabia este împodobită cu motive decorative caracteristice stilului animalier tracic și scitic. Pe aceas-



a b

Fig. 2

tă aplică apare un cap de panteră, gîtul unui cerb cu coarnele stilizate, cu cap de vultur stilizat ținînd în cioc un șarpe, motiv de tradiție tracică și unul din motivele principale folosite în arta argintului daco-getic.

Alte produse specifice artei traco-getice din perioada Latène [4] mai sînt coiful de paradă

Fig. 3

din aur de la Coțofenești, județul Prahova (fig. 2, *a*), vasul-pocal din mormîntul tracic de la Aghighiol lîngă Babadag (fig. 2, *b*), coiful de paradă din argint găsit tot la Aghighiol, cele peste 80 de piese din argint sau din argint aurit găsite în mormîntul traco-getic de la Craiova, dintre care în figura 3 sînt reprezentate trei aplice de harnașament din argint aurit etc. [4].

După această epocă încep să dispară treptat atît depozitele de bronz cît și tezaurele de aur, locul lor fiind luat de fier și argint.

Pe teritoriul României folosirea pentru prima oară a fierului, sub formă de obiecte mărunte, este documentată prin urme de rugină de fier descoperite pe unele obiecte de bronz datînd de la începutul primei epoci a fierului. De asemenea, din aceeași perioadă s-a descoperit în depozitul de la Hida, județul Sălaj, o sabie de fier de tipul săbiilor care se confecționau curent din bronz. Pe măsură ce se înaintează în prima epocă a fierului, numărul obiectelor de fier găsite în diferitele așezări sporește. Pentru această perioadă de început a primei epoci a fierului nu

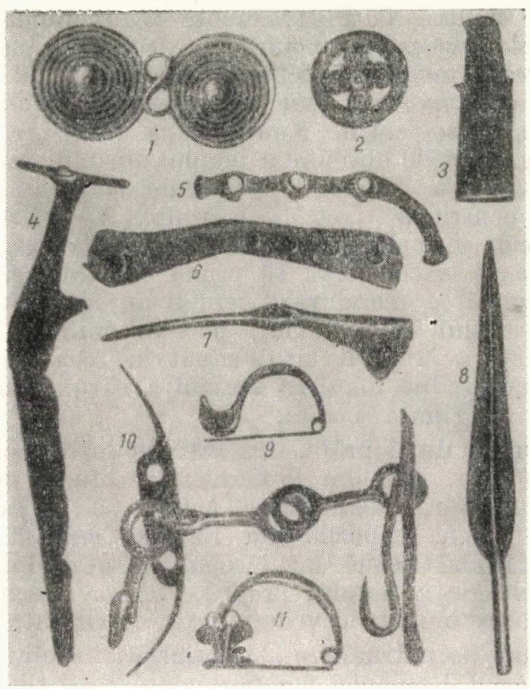


Fig. 4

există însă, pînă în prezent, dovezi privind extracția locală a fierului; astfel de dovezi nu există nici pentru alte teritorii din Europa Centrală. Primele dovezi certe despre extracția și prelucrarea locală a fierului apar în perioada 800 — 600 î.e.n. Descoperiri recente arată însă că în unele regiuni ale teritoriului românesc, de exemplu în Dobrogea, difuziunea fierului și adoptarea acestei noi metalurgii s-a făcut probabil mai înainte ca ele să fi fost adoptate în restul spațiului carpato-dunărean. Astfel, în anul 1963 s-a descoperit în așezarea hallstattiană de la Babadag (într-un orizont datînd din 1 000 — 900 î.e.n.), o bară de fier și două bucăți informe tot din fier. Din aceeași perioadă datează și unele resturi de minereuri (care conțin picături de fier, dovadă a faptului că au fost supuse unui proces de încălzire) găsite pe o

vatră dintr-o așezare hallsttatiană din Dervent-Dobrogea. Acestea sînt dintre cele mai vechi dovezi de pe teritoriul țării noastre și din Europa Centrală despre începuturile experienței locale a fierului. Cîteva dintre obiectele de bronz și fier (unelte, arme și podoabe din prima epocă a fierului) descoperite în țara noastră sînt reprezentate în figura 4 (*1*, *2*, *5*, *8* și *11* — fibule de bronz și psalie de bronz, folosite la harnașamentul calului și un vîrf de lance de fier din mormîntul de la Balta Verde; *9* — fibulă de bronz dintr-un mormînt de la Gogașu; *3*, *4*, *6*, *7* și *10* — topor plat, sabie cu un tăiș, topoare de luptă și zăbală, toate din fier, din mormîntul de la Ferigile [1].

Prima epocă a fierului se încheie în România diferențiat; astfel, în zona istro-pontică, adică în spațiul de la est de Porțile de Fier și la sud de Subcarpați pînă pe țărmul vestic al Pontului, se sfîrșește pe la anul 450 î.e.n., iar în restul regiunilor țării, pe la anul 300 î.e.n.

Cea de-a doua epocă a fierului, epoca Latène, a consacrat definitiv fierul „ca cea mai însemnată dintre toate materiile prime care au jucat un rol revoluționar în istorie"*. În această etapă progresul forțelor de producție, determinat de generalizarea metalurgiei fierului, a accelerat destrămarea comunei primitive. Din punct de vedere etnic se poate vorbi acum în spațiul carpato-dunărean de o societate geto-dacică, care și-a creat o civilizație specifică, rezultată din progresul intern milenar, civilizație care în această etapă este influențată de factorul elenic, factorul scitic, factorul celtic și factorul roman. Ținînd seama de toate aceste influențe trebuie subliniat însă că dezvoltarea populației geto-dacice „își urma calea sa internă sprijinită pe vigurosul fond tracic și neîncetatul progres al forțelor de producție. Factorul local a fost hotărîtor într-o asemenea dezvoltare ..."**.

Sprijinindu-se pe exploatarea minereurilor locale, geto-dacii au practicat pe scară largă metalurgia fierului și cuprului, care mai ales în sec. II și I î.e.n. și în sec. I e.n. a cunoscut o mare dezvoltare. Cunoștințele tehnologice asimilate treptat au dus la înființarea unor centre metalurgice situate în jurul cetăților de la Grădiștea—Muncelului, Cugir, Sebeșel, Ghelar, Teliuc etc. Vasile Pîrvan arată în anul 1932 că „vecinătatea minelor de fier cu puternicele cetăți dacice din Ardealul de sud-vest n-a putut să fie în nici un caz întîmplătoare"***.

Dezvoltarea metalurgiei fierului la geto-daci a dus la creerea unui mare număr de arme și unelte. Gama uneltelor de fier descoperită în așezările geto-dacice este deosebit de variată: coase, secere, sape, săpăligi, greble, tîrnăcoape, cosoare pentru vie etc. De asemenea, trebuie menționate cuțitele și brăzdarul de plug, ultimul fiind un produs specific geto-dac deosebit de cel al romanilor și celților, asigurînd

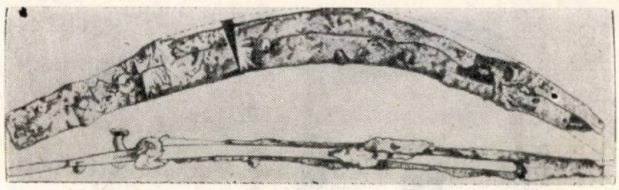


Fig. 5

o productivitate mai ridicată; acest brăzdar reprezintă prototipul brăzdarului de plug de azi. Un alt produs propriu este sabia curbă *sica* (fig. 5) care este o armă specifică geto-dacică, fiind folosită în vremea lui Burebista și Decebal [4].

Totodată a fost găsită și o mare cantitate de unelte de dulgherit (topoare, dălți, tesle, ferăstraie, sfredele etc.) foarte evoluate, unele dintre ele fiind de tipul celor folosite astăzi (topoarele și teslele, ferăstraiele și joagărele care taie în ambele sensuri etc.). În figura 6 sînt

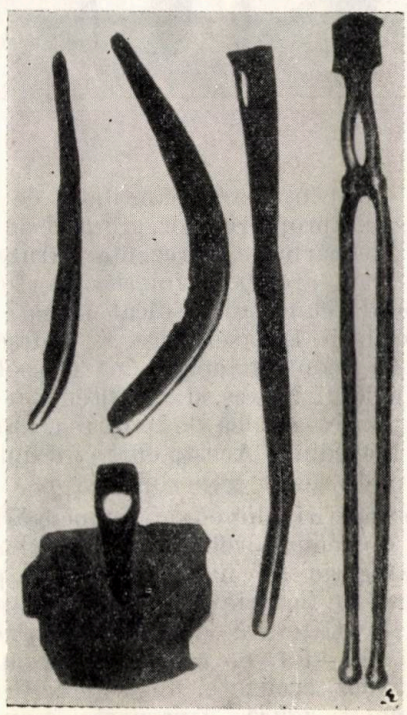


Fig. 6

reprezentate cîteva dintre uneltele și sculele de gospodărie și de fierărie folosite de geto-daci, iar în figura 7, cîteva din uneltele și sculele de lemnărie, toate găsite în așezarea dacică de la Grădiștea Muncelului [1].

O dovadă și mai convingătoare despre bogata activitate metalurgică desfășurată de geto-

---

* F. Engels. Originea familiei, a proprietății private și a statului, p. 162, E.S.P.L.P., București, 1957.

** D. Berciu. Zorile istoriei în Carpați și la Dunăre. p. 266, Ed. științifică, București, 1966.

*** V. Pîrvan. Dacia. Civilizațiile străvechi, p. 136, București, 1932.

daci o reprezintă cuptoarele de redus minereurile de fier datînd de la începutul epocii Latène, descoperite atît pe teritoriul Transilvaniei, cît şi pe cel al Olteniei. În Transilvania au fost descoperite astfel de cuptoare la Doboşeni, judeţul Covasna. În interiorul acestor cup-

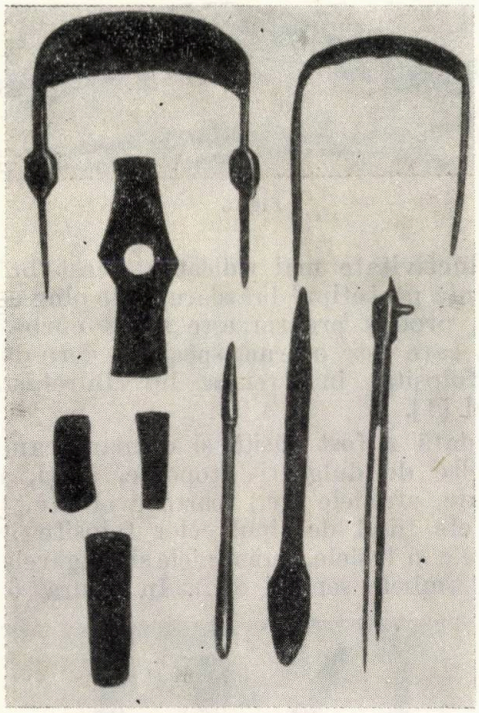


Fig. 7

toare s-a găsit o mare cantitate de zgură de fier, iar în apropierea lor, grămezi de piatră de var şi de cărbune. Prezenţa varului şi a pietrei de var care erau folosite ca fondanţi arată nivelul tehnologic ridicat la care ajunseseră geto-dacii. De asemenea, s-au descoperit cuptoare de redus minereu în Transilvania, la Bezid, judeţul Mureş, şi în Oltenia, cuptoarele din aşezarea dacică de la Cireşu, localitate situată în Mehedinţi. Aceste cuptoare sînt printre primele de acest gen din Europa.

Alte descoperiri dovedesc preocupări dezvoltate în domeniul prelucrării metalelor. Din această categorie se menţionează în primul rînd atelierul de fierărie descoperit în aşezarea dacică de la Cătelu-Nou (Bucureşti) datînd din secolul III—I î. e. n. în care s-au găsit bucăţi de bronz, creuzete, unelte etc. Creuzete de topit metal, zgură, tipare etc. s-au găsit şi în alte aşezări dacice ca, de exemplu, în aşezarea de la Cetăţenii din Vale, judeţul Argeş, în aşezarea de pe rîul Burdea lîngă Roşiorii de Vede etc. Urmele unui atelier de fierărie s-au descoperit şi la Poiana (Piroboridava) iar la Popeşti s-a găsit o groapă de provizii umplută cu cenuşă, care, probabil, provine de la un atelier de prelucrare a metalelor. În această ultimă aşezare s-au găsit şi creuzete pentru turnarea bronzului. În multe aşezări din sec. I î. e. n. şi din sec. I e. n. s-au descoperit numeroase unelte pentru prelucrarea fierului (cleşti, ciocane, nicovale etc.).

Activitatea metalurgică desfăşurată în această epocă pe teritoriul ţării noastre a fost cunoscută şi apreciată de către locuitorii teritoriilor vecine sau chiar mai îndepărtate. Astfel, în Grecia antică se considera ca origine a fierului teritoriul ţării noastre; Eschyl spunea că unul dintre centrele cele mai însemnate de fabricare a fierului se află între Parîng şi rîul cel violent şi greu de trecut, Oltul: aci se întinde ţara mumă a fierului *.

Epoca Latène este socotită pe drept şi ca epocă în care arta argintarilor geto-daci ajunge la o deosebită înflorire, producîndu-se obiecte felurite şi de o valoare artistică reală, ca: fibule cu noduri, fibule linguriţe, coliere, brăţări, cordoane, inele, pocale, cătărămi etc. Dintre tezaurele geto-dacice descoperite se menţionează tezaurul de la Sîncrăieni (judeţul Harghita) conţinînd vase-pocale cu frumoase ornamente florare, tezaurele de la Sărăcsău (judeţul Hunedoara) şi de la Şeica-Mică (judeţul Sibiu) conţinînd coliere, fibule etc. Patru vase de argint aurit din tezaurul de la Sîncrăieni, datînd din prima jumătate a secolului I î. e. n. [5], sînt reprezentate în figura 8.

Aceste obiecte conţin atributele unei adevărate arte, caracterizate printr-un stil propriu, geto-dacic, care a fost desigur supusă unor influenţe străine, de exemplu, celor elenistice, dar originalitatea acestei arte şi continuitatea ei cu fondul local nu poate fi desmînţită.

Fig. 8

Încercările unor arheologi străini de a micşora valoarea produselor artei geto-dacice sau de a o nega, ipotezele emise de unii din aceştia, că numeroasele obiecte de argint descoperite pe teritoriul României ar fi lucrate în alte oraşe, ca, de exemplu, în cele greceşti, sînt înlăturate

* N. Densuşianu. Dacia preistorică, p. 485. Institutul de arte grafice Carol Göbl, Bucureşti, 1913.

de numeroasele mărturii arheologice cunoscute în prezent. Dintre acestea se menționează : descoperirea unor unelte de argint în cetățile dacice (de exemplu la Costești, la Poiana și la Pecica s-au găsit nicovale de argintar, dălți fine etc.) ; descoperirea, în unele cazuri, alături de unelte de argintari, a unor bare de argint de proveniență locală (astfel de bare au fost găsite în tezaurul de la Stăncuța, județul Brăila, iar la Pecica s-a descoperit un tipar pentru turnarea barelor de argint) alături de monede dacice bătute din același material etc. Semnificativ, din acest punct de vedere, este și faptul că geto-dacii și-au dezvoltat monetării încă din secolul III î. e. n. pentru baterea unor monede proprii cu o intensă răspîndire pînă în sec. I î. e. n. cînd sînt înlocuite de denarul roman.

Fig. 9

n figura 9 sînt reprezentate astfel de monede în figură fiecare monedă are dedesubt imaginea eversului) [5].

Ca urmare a monopolului instituit de ultimii egi daci asupra aurului, în tezaurele din ultima arte a istoriei statului dac nu se mai găsesc obicte de aur. Lipsa acestora nu trebuie interetată ca o încetare, în Dacia, a activității de xtracție și de prelucrare a aurului deoarece ceastă activitate s-a amplificat. Mărturie activității înfloritoare desfășurată de daci extracția și prelucrarea aurului pînă în ltima vreme a statului dac stă imensa cantiate de aur și obiecte de aur capturate de Traian de la Decebal (după Johanes Lydus *). Traian a dus la Roma, după învingerea lui Decebal, 165 000 kg aur și de două ori pe atîta argint, afară de cupe și de vase de mare preț.

După ocuparea Daciei romanii au acordat o deosebită atenție dezvoltării mineritului și metalurgiei. Mare avînt a luat, sub stăpînirea romană, exploatarea aurului. Au rămas numeroase documente și urme care vorbesc despre exploatarea de către romani a minelor de aur din Dacia ; astfel de urme ca : galerii părăsite, scule de minerit etc. se pot vedea și astăzi la Roșia-Montană, Brad, Abrud, Baia de Arieș etc.

Minele de aur din Dacia au fost trecute în patrimoniul împăratului, exploatarea lor fiind încredințată unui „procurator aurarium" stabilit la Apulum (Alba-Iulia) care dispunea de o întreagă armată de funcționari ce-l ajutau la organizarea și supravegherea întregului proces de exploatare. De asemenea, a fost înființat „Collegium aurarium Daciae"(colegiul aurarilor), organizație profesională care îndruma activitatea de minerit în minele de aur.

După istoricul francez Carcopino, prin activitatea de exploatare a minelor de aur astfel organizată, romanii trimeteau la Roma numai din Alburnus Maior (Roșia Montană) și din Alburnus Minor (Abrudul) circa 5 000 kg aur anual.

Romanii au organizat în Dacia și o puternică siderurgie în frunte cu „conductores ferrariarum" (diriguitori ai minelor de fier) și cu „Collegium fabrorum" (asociații ale meșterilor fierari). Dintre minele de fier exploatate de romani se pot menționa minele de la Teliuc și Ghelar. Din timpul stăpînirii romane se păstrează și numeroase urme de activitate siderurgică (cuptoare, halde de zgură etc.) în vecinătatea Hunedoarei, la Găvăjdia și Ghelar, la Bocșa și Dognecea, la Oravița etc.

Urme asemănătoare, care arată o intensificare a extracției și reducerii minereului de fier, se găsesc și la dacii liberi din afara imperiului roman ; în săpăturile de la Țifești (județul Vrancea) s-a găsit o mare cantitate de zgură de fier datînd din secolul III e. n. Tot la est de Carpați, în așezările carpice de la Poiana-Dulcești și de la Butnărești s-au găsit zgure de fier datînd din aceeași epocă. Preocupări asemănătoare datînd din sec. III e. n. au fost semnalate și în așezarea de la Dulceanca (județul Teleorman) situată la 15 km în afara imperiului.

Părăsirea Daciei de către autoritățile romane a dus la o reducere substanțială a activității în domeniul extracției și prelucrării metalelor, activitatea populației daco-romană în acest

* Johanes Lydus — istoric bizantin care a trăit în sec. VI e.n. pretinde că are dovezi directe din lucrarea „Getica", astăzi pierdută, lucrare scrisă de medicul roman Creton, care a luat parte la războaiele lui Traian cu Decebal.

domeniu limitîndu-se numai la satisfacerea unor minime necesităţi. Concepţia după care o dată cu retragerea autorităţilor romane activitatea metalurgică în Dacia a încetat nu corespunde realităţii, fiind infirmată de descoperirile arheologice. Dintre acestea se poate menţiona, în primul rînd, descoperirea de la Dulceanca (lîngă Roşiorii de Vede) unde într-un nivel de locuire din sec. III al acestei aşezări s-a găsit o mare cantitate de zgură de fier, care reapare în aceeaşi aşezare şi în nivelele de locuire următoare (de exemplu în nivelul de locuire de la sfîrşitul sec. V). Alte urme, care atestă preocuparea în domeniul extracţiei şi prelucrării fierului a locuitorilor din Ţara Românească, au fost găsite şi într-o serie de aşezări din secolele V—IX cum sînt Budureasca, Vadul Săpat, Tîrgşor şi Ciurelu (Bucureşti). La Budureasca, în afară de zgură, s-a găsit şi un cuptor de redus minereul de fier.

În Moldova astfel de urme, datînd după sec. III, au fost găsite la Ţifeşti (judeţul Vrancea) ,la Dulceanca şi la Budnăreşti (judeţul Neamţ).

Pe teritoriul Transilvaniei urme care atestă preocuparea populaţiei daco-romană în domeniul extracţiei şi prelucrării fierului au fost găsite în aşezările de la Brateş (judeţul Sibiu), Soporul de Cîmpie (judeţul Cluj), Bezid (judeţul Mureş) etc.

Continuitatea activităţii metalurgice după părăsirea Daciei de către autorităţile romane demonstrează evident continuitatea populaţiei autohtone pe teritoriul patriei noastre şi după sec. III în aşezări stabile, permanente. Aceasta, deoarece cunoştinţele tehnologice, legate de extracţia şi prelucrarea metalelor, moştenite din generaţie în generaţie, nu pot fi compatibile cu o populaţie nomadă.

Epoca fierului reprezintă deci o perioadă de avînt a metalurgiei de pe teritoriul patriei noastre, străvechii locuitori ai acestor locuri aducînd contribuţii remarcabile la dezvoltarea ei.

În epoca hallsttatiană atît metalurgia bronzului cît şi metalurgia prelucrătoare a aurului au cunoscut o importantă dezvoltare, pentru prelucrarea aurului această epocă reprezentînd epoca de înflorire maximă. În această epocă se naşte şi o artă proprie traco-getică care a creat produse originale remarcabile.

În epoca Latène geto-dacii au practicat pe scară largă metalurgia fierului, producînd o gamă variată de arme şi unelte, unele specific geto-dacice, ca brăzdarul de plug sau sabia curbă sica. Se remarcă, de asemenea, că unele din uneltele produse de geto-daci erau foarte evoluate. Un mare avînt a luat în această epocă şi arta argintarilor.

În timpul stăpînirii romane, ca urmare a reorganizării activităţii miniere şi metalurgice, metalurgia a cunoscut o dezvoltare şi mai însemnată.

Deşi la părăsirea Daciei de către romani activitatea metalurgică de pe teritoriul patriei noastre a înregistrat o reducere substanţială, ea nu a încetat, numeroase descoperiri arheologice arătînd că populaţia daco-romană a continuat să practice metalurgia şi după aceasta.

BIBLIOGRAFIE

[1] x x x *Istoria României*, vol. 1. Ed. Academiei R.P.R. 1960.

[2] x x x *Istoria oraşului Bucureşti*, vol. I, Ed. Muzeul de istorie a oraşului Bucureşti, 1965.

[3] Giurăscu C. C. *Istoria Bucureştilor*. Editura pentru literatură, Bucureşti, 1966.

[4] Berciu D. *Zorile istoriei în Carpaţi şi la Dunăre* Editura ştiinţifică, Bucureşti, 1966.

[5] Daicoviciu H. *Dacii*. Editura ştiinţifică, Bucureşti, 1965.

[6] Densuşeanu N. *Dacia preistorică*. Institutul de arte grafice „Carol Göbl", Bucureşti, 1913.

[7] Olteanu Şt. şi Maghiar N. *Din istoria mineritului în România* (lucrare în curs de publicare).

[8] Druder G. *Metalul ieri şi azi*. Editura ştiinţifică, Bucureşti, 1967.

[9] Niculescu — Otin C. *Contribuţii la metalurgia antică a cuprului în ţările locuite azi de români*. În Academia Română, Publicaţiile fondului Vasile Adamachi, nr. XXXVIII, Bucureşti, 1913.

[10] Nestor I. *Asupra începuturilor metalurgiei aramei şi bronzului în R.P.R.* În „Studii şi referate privind Istoria României", p. 41—59, partea I. Ed. Academiei R.P.R., 1954.

[11] Popescu D. *Noi consideraţii asupra prelucrări argintului în Dacia*. În „Studii şi referate privind istoria României" partea I. Editura Academiei R.P.R., Bucureşti, 1954, p. 89.

[12] Condurachi E. *Trăim şi creăm pe aceste meleaguri din cele mai vechi timpuri*. Scînteia, nr. 7208, 30.XII. 1966.

[13] Protase D. şi Ţigăra I. *Şantierul arheologic Soporul de Cîmpie. Materiale şi cercetări de arheologie, Vol. 6*. Editura Academiei R.P.R., 1959, p. 383—395.

[14] Ţugui I. *Din trecutul istoric al minelor de aur din Munţii Apuseni*. Flacăra, nr. 32 (584), 1966, p. 8—9.

[15] Protase D. *Problema continuităţii în Dacia în lumina arheologiei şi numismaticii*. Editura Academiei R.S. România, Bucureşti, 1966.

Măsuri tehnice luate în cadrul sectorului siderurgic pentru prevenirea accidentelor și îmbolnăvirilor profesionale

Pentru anul 1967 D.G.S. a întocmit un plan de măsuri tehnico-organizatorice pentru protecția muncii pentru a căror realizare s-a aprobat un plan de cheltuieli în valoare totală de 64 414 700 lei, defalcat astfel :

Lucrări de tehnica securității	25 480 200
Lucrări de ventilație	1 508 400
Măsuri igieno-sanitare în producție	6 922 900
Echipament de protecție	27 516 000
Echipament de lucru	2 746 000
Măsuri de organizare și propagandă	1 240 700

Dintre lucrările tehnice de protecția muncii cele mai importante din planul de măsuri sînt :

La Combinatul siderurgic — Hunedoara

— Instalația de desulfurare și canalizare pentru evacuarea apelor fenolice de la cocserie.

— Tunel subteran de comunicare între secțiile noilor laminoare și pasarele speciale pentru traversarea instalațiilor și liniilor de cale ferată la aceste laminoare.

— Mașină „Gradale" pentru reparațiile părții inferioare a cuptoarelor Martin de la oțelării.

La Combinatul siderurgic — Reșița.

Măsuri pentru reducerea zgomotului la C.E.T.

La uzina „Oțelul roșu"

— Instalații pentru transportul semifabricatelor între caje la laminorul de tablă.

— Cabluri electrice subterane pentru traversarea liniilor de cale ferată și suprimarea liniilor electrice aeriene.

La uzina „Victoria" — Călan

— Supraînălțarea conductelor de evacuare a gazului la sacul de praf și cicloanele furnalelor.

— Lucrări de amortizarea zgomotului la C.E.T. la eșaparea aburului și aerului.

La uzina „Laminorul" — Brăila

— Mecanizarea transportului aerian a colacilor de sîrmă calzi de la laminorul de sîrmă.

La uzina „Laminorul de tablă subțire" — Galați

— Mecanizarea încărcării tablei finite din depozit și stivuirea platinelor.

— Mese basculante la laminorul nr. 4.

La Intreprinderea metalurgică — Aiud

— Cabină experimentală la macaraua turnătoriei, izolată de atmosfera din hală printr-un sistem de filtrare a aerului.

D.G.S. a luat și unele măsuri importante pentru prevenirea accidentelor.

În cursul trimestrului II al anului 1967 a avut loc o acțiune comună cu C.S.P.M. de control al uzinelor C.S.H., C.S.R., uzina „Oțelul roșu", U.M.G. — București, în urma căreia s-au făcut observații asupra celor constatate și s-au dat indicații de remediere a defecțiunilor găsite pentru prevenirea în viitor a accidentelor de muncă, care au fost prelucrate cu toți factorii de răspundere din întreprinderi.

D.G.S. a întreprins o acțiune de depistare a tuturor locurilor de muncă periculoase, cu degajări de noxe, indicînd măsuri de prevenire a accidentelor și îmbolnăvirilor profesionale.

S-a difuzat Ordinul M.I.M. nr. 49 din 4 mai 1967 la toate întreprinderile siderurgice privind măsurile ce mai sînt necesare a fi luate pentru prevenirea accidentelor și lichidarea lipsurilor pe care le-au avut din punctul de vedere al protecției muncii.

S-a întocmit necesarul echipamentelor de protecția muncii și uzură pe anul 1968, în baza noului normativ care a apărut în luna aprilie 1967.

Activitatea de propagandă pentru protecția muncii în cursul anului 1967 s-a desfășurat după un plan de muncă stabilit la începutul anului.

Totuși nu s-a reușit suficient ca în întreprinderile siderurgice această propagandă pentru protecția muncii să atingă un nivel mai ridicat și deci mai există încă deficiențe, și anume : lipsesc afișe sugestive și acolo unde există, nu sînt plasate în locurile de muncă corespunzătoare ; lipsesc încă în multe locuri de muncă plăcuțe avertizoare și instrucțiuni de lucru. De asemenea nu s-au organizat încă vizionări de filme în întreprinderi cu teme pentru protecția muncii, deși D.G.S. le-a pus la dispoziție filmele respective menționate în cataloagele speciale pentru propaganda protecției muncii.

Toate întreprinderile siderurgice, care au un efectiv mai mare de 1 000 muncitori, au fost ajutate, de D.G.S., prin instrucțiuni speciale de funcționare, să-și organizeze cabinete tehnice de protecția muncii. Actualmente în toate întreprinderile siderurgice există cabinete tehnice de protecția muncii ; instructaje introductive se țin în aceste cabinete tehnice.

La Combinatul siderurgic — Reșița, nivelul ridicat la care au fost realizate noile secții de producție și modernizate alte secții și îmbunătățirea proceselor tehnologice au creat condiții din ce în ce mai bune pentru prevenirea accidentelor de muncă și a îmbolnăvirilor profesionale.

Realizarea măsurilor de protecția muncii în cadrul combinatului a determinat o scădere continuă a numărului de accidente de muncă. Luînd ca bază anul 1964 (100%) rezultă următoarea situație :

	1964	1965	1966	ianuarie septembrie
Nr. de accidente	100%	43%	32%	28%
Coeficient de frecvență	32%	14%	11%	10%
Coeficient de gravitate	804%	527%	444%	437%

La îmbunătățirea activității de protecția muncii în cadrul combinatului a contribuit, într-o măsură importantă, creșterea și întărirea răspunderii conducătorilor proceselor de producție.

Pentru a îndeplini acest deziderat, atenția s-a concentrat în cîteva direcții principale.

O deosebită importanță o reprezintă tratarea, în cazul instructajelor periodice, a necesității folosirii judicioase, permanente, a echipamentului. Acest lucru este urmat de controlul exigent al conducătorilor producției asupra modului cum muncitorii din subordine respectă și aplică instructajele și asupra felului în care este folosit echipamentul de protecție.

Aceste acțiuni continue au determinat respectarea, într-o mai mare măsură, a unei utilizări corespunzătoare a echipamentului. Ca urmare, în ultimii ani accidentele generate de o folosire necorespunzătoare s-au redus simțitor.

Eficacitatea echipamentului de protecție este condiționată însă și de calitatea echipamentului și de păstrarea și întreținerea lui în condiții bune. Un alt factor, care nu trebuie neglijat, este normarea judicioasă, în funcție de specificul sectorului și al locului de muncă.

Pe baza experienței acumulate în întreprinderi și a propunerilor făcute de acestea, la care a avut o contribuție importantă și Combinatul siderurgic — Reșița, M.I.M. în colaborare cu Comitetul de Stat pentru Protecția Muncii, a elaborat un normativ îmbunătățit de acordare a echipamentului de protecție și de lucru.

Sortimentele de echipament au fost îmbunătățite din punct de vedere calitativ, asigurîndu-se totodată o acoperire rațională a locurilor de muncă cu cele mai adecvate tipuri existente. Spre exemplu, costumele de azbest, destinate locurilor de muncă cu radiații calorice, care aveau o greutate prea

mare, micşorînd mobilitatea muncitorului, au fost înlocuite cu salopete de azbest dintr-o ţesătură mai uşoară, cu rezistenţă mai mare la foc şi cu o capacitate de protecţie calorică mai mare. Îmbunătăţiri similare au fost realizate şi la căştile de protecţie, măştile de praf etc.

Aspectele legate de utilizarea echipamentului de protecţie sînt multiple şi presupun continuitate în rezolvarea problemelor noi ce apar ca urmare a schimbării proceselor tehnologice, preocupare permanentă pentru folosirea şi întreţinerea echipamentului.

O deosebită importanţă o are aprovizionarea la timp, şi în condiţiile prevăzute în contracte, cu sortimente necesare.

În ceea ce priveşte calitatea unor sortimente aprovizionate apar unele greutăţi prin livrarea unor sortimente necorespunzătoare din punct de vedere calitativ, ceea ce duce, în ultimă instanţă, la reducerea duratei de folosire prevăzute în normative, datorită uzurii premature.

Este însă nerezolvată problema asigurării unui echipament de protecţie potrivit, la unele locuri de muncă, care să asigure condiţii maxime de securitate şi o utilizare comodă. Salopetele ignifugate, folosite în prezent de oţelari şi furnalişti, nu prezintă condiţii maxime de securitate. Combinatul siderurgic-Reşiţa, pe baza unor experimentări cu alte materiale ignifugate, a făcut propuneri de înlocuire a acestui echipament.

Rezolvarea deficienţelor existente în ceea ce priveşte asigurarea echipamentului de protecţie atît din punct de vedere calitativ, cît şi cantitativ, poate contribui în mod substanţial la reducerea numărului de accidente şi crearea unor condiţii mai bune de securitate în desfăşurarea procesului de producţie.

La Combinatul siderurgic-Galaţi, predarea normelor de tehnica securităţii se face în cadrul instructajului general şi periodic şi în cadrul instructajului la locul de muncă, cunoştinţele predate la cele două forme de instructaj trebuind să fie împletite cu noţiunile cuprinse în instrucţiunile de lucru. Aplicarea concomitentă a regulilor de protecţia muncii şi a instrucţiunilor de lucru la un loc de muncă sînt indisolubil legate una de alta, aplicarea lor unilaterală ducînd în mod curent la producerea de accidente.

Analizînd cauzele care au generat accidentele, rezultă că în majoritatea cazurilor ele s-au produs din cauza nerespectării disciplinei tehnologice în executarea operaţiilor şi a normelor de tehnica securităţii pentru operaţia respectivă.

Un exemplu de accident generat de nerespectarea instrucţiunilor de lucru şi a regulilor de protecţia muncii îl constituie accidentul produs în sectorul de sortare brame a secţiei laminorului de tabla groasă din cadrul Combinatului siderurgic — Galaţi, care a avut ca urmare scoaterea totală din activitate a accidentatului. Accidentul s-a produs în următoarele împrejurări : sortatorul M.I. avea sarcina să transporte patru brame în sectorul de curăţare a bramelor cu flacără oxigaz, transportul executîndu-se cu o macara prevăzută cu cleşte. Cînd a dat comanda de prinderea bramelor cu cleştele nu a respectat instrucţiunile tehnologice care prevăd ca prinderea cu cleştele să se execute la mijlocul bramei inferioare, ci a prins brama la un capăt. De asemenea, în timpul transportului a dirijat macaragiul din apropierea sarcinii, încălcînd astfel normele de tehnica securităţii care prevăd că acel ce dirijează o sarcină suspendată cu cîrligul macaralei trebuie să se plaseze la o distanţă care să-i asigure securitatea în cazul cînd sarcina scapă din dispozitivul de prindere.

Ca o consecinţă a acestor două abateri, la un moment dat brama, care era prinsă în cleşte, a scăpat, a căzut cu un capăt pe sol şi, răsturnîndu-se, a căzut peste accidentat, care fiind prea aproape de sarcină nu a mai putut să se retragă.

Ieri

de peste 100 ani apreciată în întreaga lume

Oala de topire

Astăzi

de calitate deosebită, corespunzătoare celor mai înalte solicitări

tip „DIAMANT“

Mîine

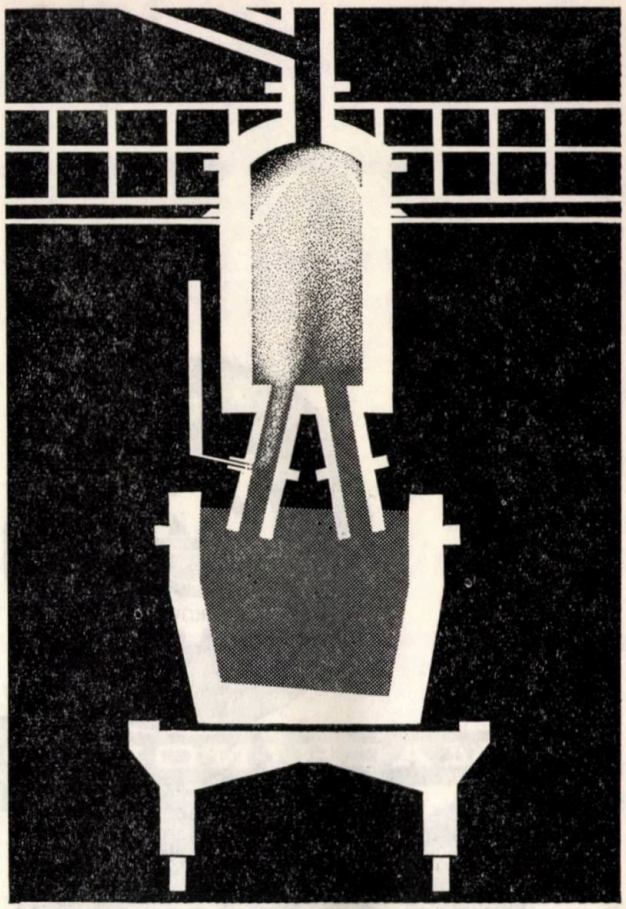
printr-o extindere pe scară tot mai largă, va contribui la progres

DIAMANT

GROSSALMERODER
SCHMELZTIEGELWERKE

BECKER & PISCANTOR

3432 GROSSALMERODE/BRD
Postfach 9



PROCEDEUL RH PENTRU DEGAZEIFICAREA OŢELULUI

cu ajutorul pompelor de vid cu jet de abur, avînd cea mai ridicată capacitate de aspirare.

Procedeu RH de recirculare cu caracteristici deosebite : formarea picăturilor cu suprafaţă mare de reacţie şi menţinere avantajoasă în vid. Prin viteza mare de curgere şi turbulenţa provocată se formează, în bune condiţii, nuclee gazoase de reacţie. Vid avansat constant, sub 0,5 mm Hg. Aliere precisă şi tratament fără zgură smb vid. Pierderi reduse de temperatură prin încălzire specială.

Procedeu RH de degazeificare prin recirculare în cuptor în vederea tratamentului sub vid a şarjei în cuptor.

Procedeu special, bazat pe experienţa cîştigată cu mai mult de 40 instalaţii Messo pentru degazeificarea oţelului.

MESSO

STANDARD-MESSO DUISBURG
GESELLSCHAFT FÜR CHEMIETECHNIK M.B.H. & CO.
41 Duisburg · Düsseldorfer Straße 29 · West-Deutschland

Publicom

CILINDRI DE FONTĂ PENTRU LAMINOARE

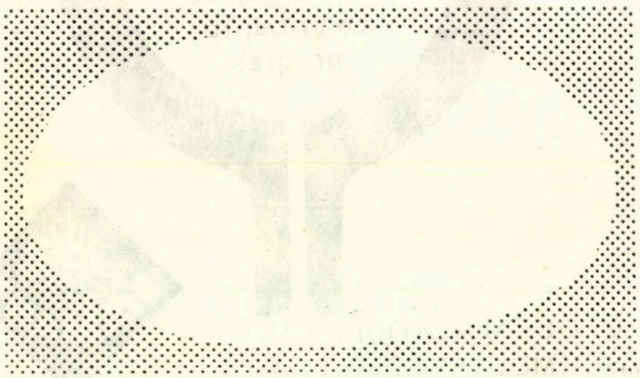
„OFERĂ V/O MAŞINOEXPORT"

MACHINOEXPORT

Diametrul tăbliei de la 200 pînă la 1300 mm

şi lungimea tăbliei de la 160 pînă la 4 000 mm

Duritatea ridicată
Suprafaţa de lucru finisată
Alierea cu crom, nichel, molibden, magneziu
Rezistenţă mare la uzură
Cilindri duri, cu două straturi, şi semiduri

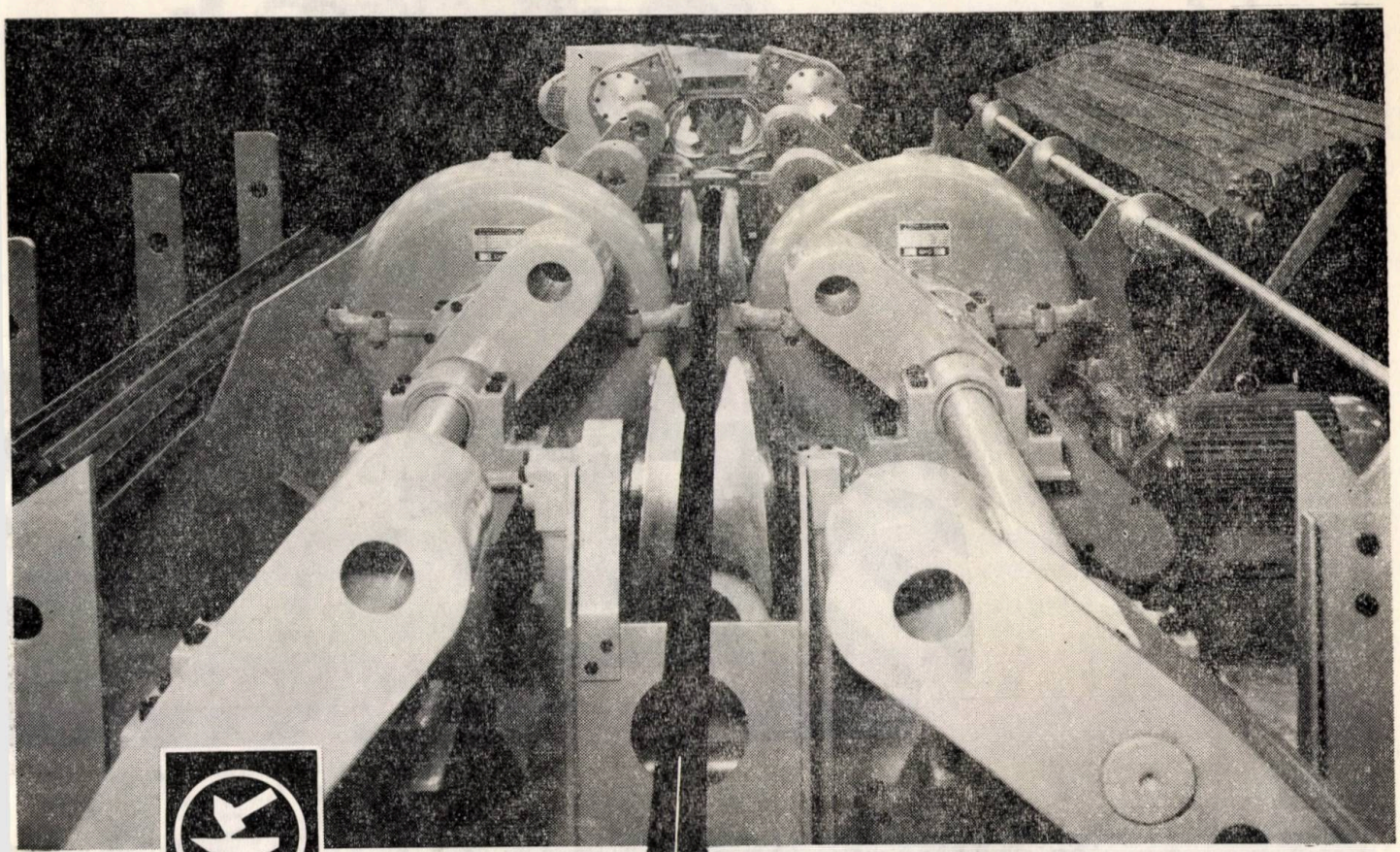


Se pot lua informaţii la următoarea adresă:

V/O „MAŞINOEXPORT"
U.R.S.S., Moscova, V-330
Mosfilmovscaia, 35

PUBLICOM

Debavurare în 20 secunde



ASUG

Această viteză de prelucrare, puțin obișnuită, se poate obține utilizînd mașina pentru debavurarea oțelului în bare, realizată de firma noastră și recunoscută ca o noutate mult prețuită pe plan mondial. Cu această mașină se poate rezolva, în condiții optime, problema debavurării rapide și ireproșabile a materialului livrat din oțel în formă de bare înalt aliate, debitate în stare caldă la ferăstraie în lungimi comerciale, la diametre pînă la 100 mm. Față de metodele manuale, utilizate pînă în prezent, noua mașină asigură obținerea unei productivități mărite.

Cu noua mașină de debavurare a barelor de oțel vă găsiți în avans față de nivelul actual al tehnicii. Mașina poate fi montată și în fluxul de fabricație al unei linii automate și continue de ajustare. Vă punem la dispoziție bucuros informații cu privire la multiplele avantaje tehnice și economice, indicîndu-vă numărul de referință A 40/88.

VEB SCHWERMASCHINENBAU
ERNST THÄLMANN,
DDR – 3011 MAGDEBURG
INVEST EXPORT
Deutscher Innen- und Aussenhandel
108 Berlin, Taubenstrasse 7–9
Telegramm: DIAINVESTA
Telex: 011 2695 diaie dd
REPUBLICA DEMOCRATĂ GERMANĂ

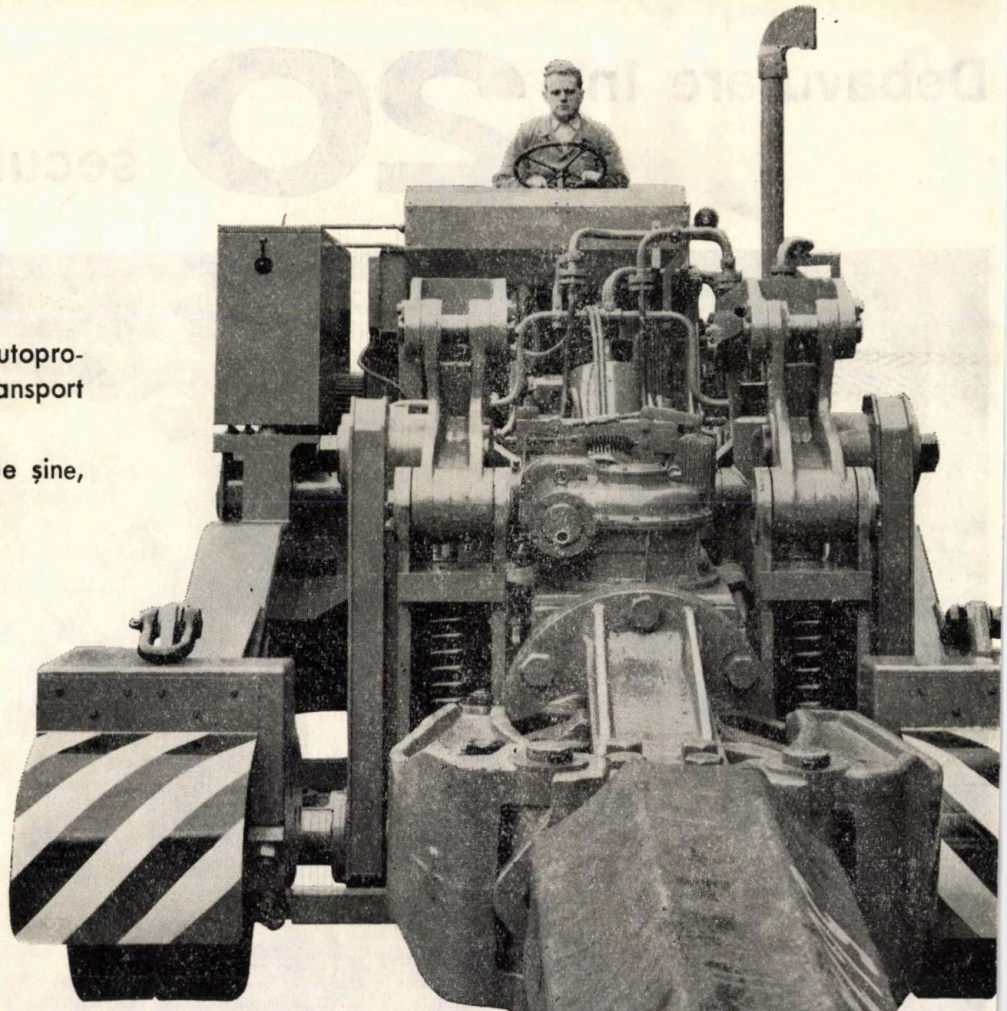
INVEST EXPORT

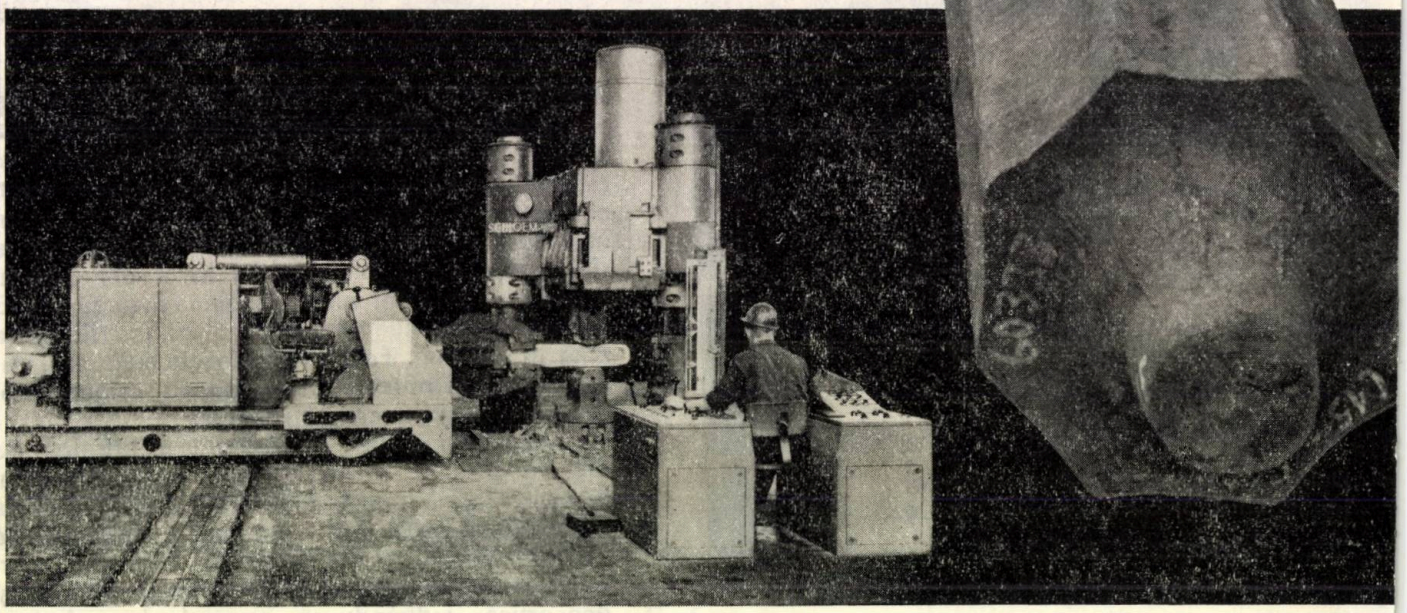
PUBLICOM

Pentru oțelării, laminoare și forje

Manipulatoare de forjă autopropulsate, capacitate da transport 200 — 10 000 kg

Manipulatoare de forjă pe șine, capacitate de transport 100 — 15 000 kg





Mai livrăm:

Mașini de încărcat cu cleşte
Mașini de încărcat cu jghiab
Mașini pentru astupat găuri de pas
Mașini pentru perforat găuri de pas
Umectatoare de praf de încărcătură
Armături pentru cuptoare și cowper

Dango & Dienenthal KG. 59 Siegen R.F.G.

PUBLICOM

V/O „Maşinoexport"

- **Vă propune spre livrare pentru anii 1968-1970 lingotiere pentru turnarea lingourilor din oţel calmat şi necalmat de orice greutate (0,5 — 25 t)**
- **Lingotierele pot fi produse atît pe baza proiectelor beneficiarului, cît şi pe baza proiectelor executantului**

Vă rugăm să adresaţi comenzile dvs. pe adresa:

МАШИНОЭКСПОРТ

V/O Maşinoexport
U.R.S.S., Moscova, V-330
Mosfilmovskaia 35
Telex: 170

PUBLICOM

E 3280

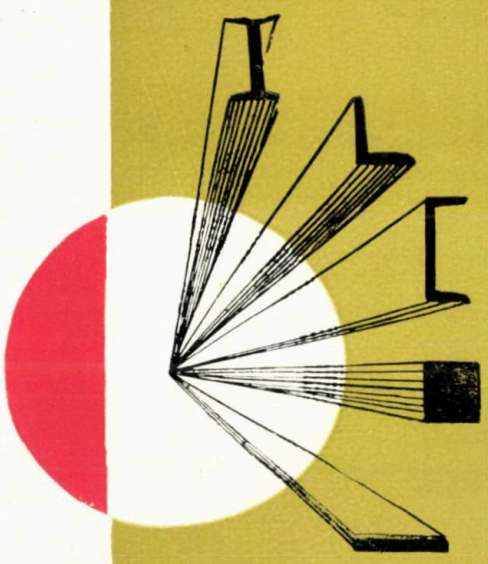
METALURGIA

4

METALURGIA ● BUCUREŞTI ● ANUL XX ● NR. 4 ● APRILIE 1968

COMBINATUL SIDERURGIC

REȘIȚA



- Fontă de afinare:
- Oțeluri carbon și aliate în lingouri pînă la 6,4 t;
- Profile grele, mijlocii și ușoare din oțel carbon;
  Oțel carbon de calitate și oțeluri aliate;
- Șine pentru cale ferată;
- Bandaje și discuri de cale ferată;
- Zgură granulată de furnal.

MAGYAR ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1963

METALURGIA

Anul 20 nr. 4 aprilie 1968

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Wanyorek C.: **Unele observaţii asupra termodinamicii transformărilor care au loc la călirea aliajelor feroase şi neferoase** 197

Aloman A., Gorelik S. S. şi *Maloveţkaia V. M.*: **Structura şi proprietăţile telururilor de lantan, ceriu şi plumb în intervalul Ln_2Te_3 — Ln_2PbTe_4** 203

Mazur Margareta şi *Forizs Şt.*: **Influenţa produselor hidrocarbonice carbofluid asupra proprietăţilor de aglutinare-coesificare ale şarjelor de coesificare** 207

Apa L.: **Pierderi prin vaporizarea elementelor de aliere la topirea oţelului în vid înaintat.** . . . 211

Sgrumala M., Ciucă C. şi *Modiga M.*: **Influenţa structurii oţelurilor St 3 S şi St 4 S asupra efectului Bauschinger** 219

Buzilă S., Butucea Maria şi *Constantinescu M. A.*: **Studii comparative asupra capacităţii lianţilor pentru turnătorie de a degaja gaze la temperaturi ridicate** 225

Staicu L.: **Studiul roentgenografic al deformaţiilor produse de tensiunile interne de ordinul II.** . 229

REALIZĂRI TEHNICE

Alistar R.: **Turnarea pieselor pentru pompe din oţel inoxidabil 18/8** 232

Moraru P. şi *Malschi V.*: **Laminarea oţelului beton PC 90 la uzina „Laminorul" — Brăila.** . . 234

Teodorescu A.: **Unele consideraţii privind exploatarea generatoarelor şi a cuptoarelor de tratament termic în atmosferă endotermă** 237

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Noica R.: **Transportul pneumatic în turnătorie.** . . 244

Geller E.: **Consideraţii privind părţile decorative ale automobilelor** 250

RECENZII 253

CRONICĂ 255

REVISTA REVISTELOR 256

COMITETUL DE REDACȚIE

M. ALEXANDRU, C. DRAGOMIR, T. DUMITRESCU, C. HERTL, GH. ILIN, N. MURGULEȚ, I. NIȚĂ, P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, MARIA ROȘIANU, D. STĂNESCU, N. SÎRBU, L. SOFRONI, A. ȘERBAN, CL. ȘTEFĂNESCU, I. TRIPȘA, T. ȚECU, P. WECHSLER

Redactor responsabil: L. SOFRONI
Redactor: MARIA SAVU

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, Str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon: 13.09.25. Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la Administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament: 022001 B.N. a Republicii Socialiste România — Sectorul 1. M.I.M. — Oficiul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc. c. 627

„Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.P. nr. 560/426/966".

42 406

CONTENTS

DC 669.018 : 621.785.6 : 536.7

Wanyorek C. : **Some remarks regarding ferrous and non-ferrous transformation thermodynamics during quenching.**
Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 197–202

DC 669.854.5 : 620.186

Aloman A., Gorelik S. S. and *Malovețkaia V. M.* : **Structure and properties of lanthanum, cerium and lead tellurides in the Ln_2Te_3 — Ln_2PbTe_4 interval.**
Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 203–206

DC 662.74

Mazur Margareta and *Forizs Șt.* : **Influence of hydrocarbon carbofluid products on agglutinating-coking properties of coke charges.**
Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 207–210

DC 621.745.55 : 669.14

Apa L. : **Alloy element losses by vapourization during advanced vacuum steel melting.**
Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 211–218

DC 669.14 : 620.186 : 539.389.2

Sgrumala M., Ciucă C. and *Modiga M.* : **Influence of St3S and St4S steel structure on Bauschinfer's effect.**
Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 219–224

DC 621.742.48

Buzilă S., Butucea Maria and *Constantinescu M. A.* : **Comparative studies on foundry bonding agent capacity to develop gases at high temperatures.**
Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 225–228

DC 539.319 : 543.442.8

Staicu L. : **X-ray study of deformations due to second degree internal stresses.**
Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 229–231

DC 669.14.018.8-14 : 621.65

Alistar R. : **Stainless steel pump part casting.**
Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 232–233

DC 669.14.018.291.3 : 621.771.2

Moraru P. and *Malschi V.* : **P.C. 90 Structural steel rolling in plant „Laminorul" — Brăila.**
Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 234–236

DC 621.783 : 669.041.222

Teodorescu A. : **Considerations regarding generator and heat treatment furnace operating in endothermal atmosphere.**
Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 237–243

DC 621.74 : 621.867.8

Noica R. : **Pneumatic conveying in foundries.**
Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 244–249

DC 629.113 : 621.795.8

Geller E. : **Considerations regarding decorative parts for cars.**
Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 250–252

INHALTSVERZEICHNIS

DK 669.018 : 621.785.6 : 536.7

Wanyorek C. : **Berücksichtigungen über die Veränderungen die bei Abschrecken von Eisen- und Nichteisenlegierungen auftreten.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 197–202

DK 669.854.5 : 620.186

Aloman A., Gorelik S. S. und *Malovețkaia V. M.* : **Gefüge und Eigenschaften der Lanthan-Zerium- und Bleitelluriden im Ln_2Te_3 — Ln_2PbTe_4 Gebiet.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 203–206

DK 662.74

Mazur Margareta und *Forizs Șt.* : **Einfluss der Kohlenwasserstoff-Karboflusierzeugnisse auf die Agglutination-Verkokungseigenschaften des Kokereieinsatzes.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 207–210

DK 621.745.55 : 669.14

Apa L. : **Vaporisationsverlüste der Legierungselementen bei Hochvakuum-Stahlschmelzen.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 211–218

DK 669.14 : 620.186 : 539.389.2

Sgrumala M., Ciucă C. und *Modiga M.* : **Einfluss des Gefüges auf den Bauschinger-Effekt bei St 3 S und St 4 S Stahl.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 219–224

DK 621.742.48

Buzilă S., Butucea Maria und *Constantinescu M. A.* : **Vergleichsversuche über die Gasentwicklungsfähigkeit be hohen Temperaturen der Giessereibindemitteln.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 225–228

DK 539.319 : 543.422.8

Staicu L. : **Roentgenographische Forschung der von den Innenspannungen zweitem Grades verursachten Verzüge**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 229–231

DK 669.14.018.8–14 : 621.65

Alistar R. : **Pumpenstückguss aus 18/8 Edelstahl.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 232–233

DK 669.14.018.291.3 : 621.771.2

Moraru P. und *Malschi V.* : **90 PC Baustahlwalzen im Werk „Laminorul" — Brăila.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 234–236

DK 621.783 : 669.041.222

Teodorescu A. : **Berücksichtigungen über Generator- und Wärmebehandlungsofenbetrieb mit endothermischen Schutzgas.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 237–243

DK 621.74 : 621.867.8

Noica R. : **Pneumatischer Transport in Giessereien.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 244–249

DK 629.113 : 621.795.8

Geller E. : **Berücksichtigungen über Dekorativteile für Kraftwagen.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 250–252

SOMMAIRE

CD 669.018 : 621.785.6 : 536.7

Wanyorek C. : **Quelques observations sur la thermodynamique des transformations qui ont lieu lors de la trempe des alliages ferreux et non ferreux.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 197–202

CD 669.854.5 : 620.186

Aloman A., Gorelik S. S. et *Malovețkaia V. M.* : **La structure et les propriétés des tellurures de lanthane, de cérium et de plomb dans l'intervalle Ln_2Te_3 — Ln_2PbTe_4.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 203–206

CD 662.74

Mazur Margareta et *Forizs Șt.* : **L'influence des produits hydrocarboniques carbofluides sur les propriétés d'agglutination-cokéfaction des charges de cokéfaction.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 207–210

CD 621.745.55 : 669.14

Apa L. : **Pertes par la vaporisation des éléments d'alliage lors de la fusion de l'acier dans un vide avancé.**

Matelurgia 20 (1968), nr. 4, p. 211–218

CD 669.14 : 620.186 : 539.389.2

Sgrumala M., Ciucă C. et *Modiga M.* : **L'influence de la structure des aciers St 3 S et St 4 S sur l'effet Bauschinger.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 219–224

CD 621.742.48

Buzilă S., Butucea Maria et *Constantinescu M. A.* : **Études comparées sur la capacité des liants pour fonderie de dégager, aux hautes températures, des gaz.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 225–228

CD 539.319 : 543.422.8

Staicu L. : **L'étude roentgenographique des déformations provoquées par les tensions internes de deuxième ordre.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 229–231

CD 669.14.018.8-14 : 621.65

Alistar R. : **La coulée des pièces pour pompes en acier inoxydable 18/8.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 232–233

CD 669.14.018.291.3 : 621.771.2

Moraru P. et *Malschi V.* : **Le laminage de l'acier béton PC 90 à l'usine „Laminorul" de Brăila.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 234–236

CD 621.783 : 669.041.222

Teodorescu A. : **Quelques considérations sur l'exploitation des chaudières et des fours de traitement thermiques en atmosphère endothermique.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 237–243

CD 621.74 : 621.867.8

Voica R. : **Le transport pneumatique dans les fonderies.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 244–249

CD 629.113 : 621.795.8

Feller E. : **Considérations sur les parties décoratives de l'automobile.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 250–252

СОДЕРЖАНИЕ

DC 669.018 : 621.785.6 : 536.7

Ваниорек К.: **Некоторые замечания относительно термодинамики превращений, происходящих при закалке жезных и цветных сплавов.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 197–202

DC 669.854.5 : 620.186

Аломан А., Горелик С. С. и Маловечкая В. М.: **Структура и свойства теллуридов лантана, церия и свинца в интервале Ln_2Te_3—Ln_2PbTe_4.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 203–206

DC 662.74

Мазур Маргарета и Фориш Ст.: **Вдияние углеводных продуктов „карбофлюид" на свойства спекаемости-коксуемости шихт для коксования.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 207–210

DC 621.745.55.669.14

Апа Л.: **Потери через испарение дегирующих элементов при плавке стади в глубоком вакууме.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 211–218

DC 669.14 : 620.186 : 539.389.2

Сгрумала М., Чукэ К. и Модига М.: **Вдияние структуры стадей Ст 3 С и Ст 4 С на эфект Баушингера.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 219–224

DC 621.742.48

Бузилэ С., Бутучя Мария, и Константиньску М. А.: **Сравнительные исследования способности к выделению газов при повышенных температурах, связующих для литейного производства.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 225–228

DC 539.319 : 543.422.8

Стайку Л.: **Рентгенографическое исследование деформаций, создаваемых внутренними напряжениями второго рода.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 229–231

DC 669 14.018.8-14 : 621.65

Алистар Р.: **Отливка деталей для насосов из нержавеющей стали 18/8.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 232–233

DC 669.14.018.291.3 : 621.771.2

Морару П, и Мальский В.: **Прокатка арматурной стали ПЧ 90 на заводе „Ламинору" — Врэила.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 234–236

DC 621.783 : 669.041.222

Теодореску А.: **Некоторые соображения относительно эксплуатации генераторов и печей для термообработки в эндотермической атмосфере.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 237–243

DC 621.74 : 621.867.8

Нойка Р.: **Пневмотранспорт в литейном производстве.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 244–249

DC 629.113 : 621.795.8

Геллер Е.: **Соображения относительно декоративных частей автомашин.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 4, p. 250–252

METALURGIA

ANUL 20
Nr. 4
APRILIE
1968
BUCUREŞTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

MŰSZAKI DOKUMENTÁCIÓS VÁLLALAT

STUDII ŞI CERCETĂRI

CZ 669.018 : 621.785.6 : 536.7

Unele observaţii asupra termodinamicii transformărilor * care au loc la călirea aliajelor feroase şi neferoase

Prof. ing. C. WANYOREK
Institutul politehnic — Braşov

Cînd devine necesar ca în munca de cercetare sau în aplicaţii practice să se facă uz de o teorie care exprimă o lege a naturii, va trebui să se arate clar şi totodată să se respecte limitele de valabilitate ale acestei teorii, respectiv ale legii, altfel se riscă să se ajungă la concluzii eronate, deşi aparenţa este de rigoare ştiinţifică [1].

Aşa, de pildă, încercarea de a se analiza procesul de transformare a austenitei în martensită cu ajutorul regulii fazelor [2] va trebui să ducă la concluzii contrare faptelor de observaţie: martensita nu se formează la temperatură constantă, cum greşit rezultă din aplicarea legii fazelor, ci într-un interval de temperaturi. Legea fazelor nu poate fi aplicată decît în condiţiile în care ea a fost stabilită, adică în condiţiile sistemelor şi deci şi ale fazelor aflate în stare de echilibru — ceea ce nu este cazul martensitei — care reprezintă o stare tipică în afară de echilibru.

Tot în legătură cu procesul de formare a martensitei din austenită, se pune şi problema dacă este îndreptăţită reprezentarea variaţiei energiei libere F_m a martensitei, aşa cum s-a arătat în figura 1 [3], [4], [5], ca o funcţie liniară a temperaturii.

Într-adevăr, variaţia energiei libere a unui sistem termodinamic [5] nu este altceva decît lucrul mecanic maxim pe care sistemul îl poate ceda mediului (sau primi de la mediu), evoluînd — în condiţii de reversibilitate — între două stări extreme care, evident, nu pot fi

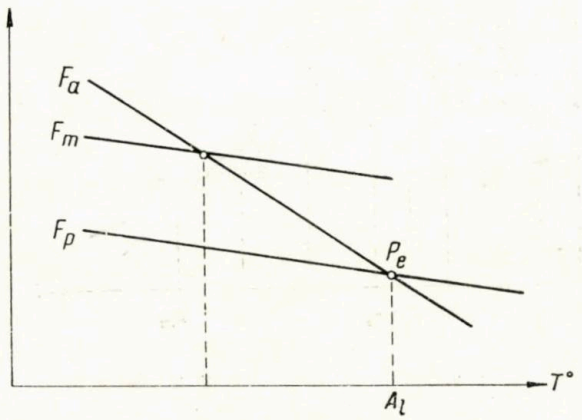


Fig. 1

decît stări de echilibru. Valori definite ale variaţiei energiei libere nu se pot deci exprima decît pentru anumite stări de echilibru faţă de alte stări de echilibru. Acesta nu este cazul martensitei în raport cu austenita, dar este cazul pentru structura perlito-feritică (sau perlitică) faţă de cea austenitică, acestea reprezentînd fiecare stări de echilibru. Martensita, ca structură tipică în afară de echilibru, nu poate fi caracterizată printr-o anumită valoare fixă a energiei sale libere [4], [5], ci numai prin-

* Lucrare prezentată la a VII-a sesiune ştiinţifică a Institutului de cercetări metalurgice, în ianuarie 1967, se publică pentru discuţii.

tr-un domeniu de valori posibile [4]. Deci figura 1 nu poate fi acceptată fără discuție.

Mai corect este să se conceapă apariția diferitelor structuri de călire (sau de tranziție) — notate simbolic cu $S_{căl.\ izo.}$ — care se formează din austenita mai mult sau mai puțin subrăcită, în condițiile transformării acesteia la temperatură constantă, ca o funcție a doi factori influenți, și anume :

— un factor frînător — nivelul de temperatură T_i, la care se produce formarea izotermă a structurii respective și

— un factor motor — diferența :

$$(\Delta F_{a-p})_{izo.} = F_a(T_i) - F_p(T_i) \qquad (1)$$

sau

$$(\Delta F_{a-fp})_{izo.} = F_a(T_i) - F_{fp}(T_i) \qquad (1')$$

care există, la temperatura T_i a procesului, între energia liberă a austenitei $F_a(T_i)$ și cea a perlitei $F_p(T_i)$ sau a ferito-perlitei $F_{fp}(T_i)$, adică a diferenței dintre energiile libere ale structurilor de echilibru extreme, între care structurile de călire sau de tranziție (martensita, troostita, sorbita) fac trecerea :

$$S_{căl.izo.} = f[T_i\,(\Delta F_{a-p})_{izo.}] \qquad (2)$$

Datorită calității de constituenți de echilibru pe care o au austenita și perlita — sau ferito-perlita — aceștia pot fi caracterizați — la fiecare temperatură definită a procesului — prin valori definite ale energiilor lor libere.

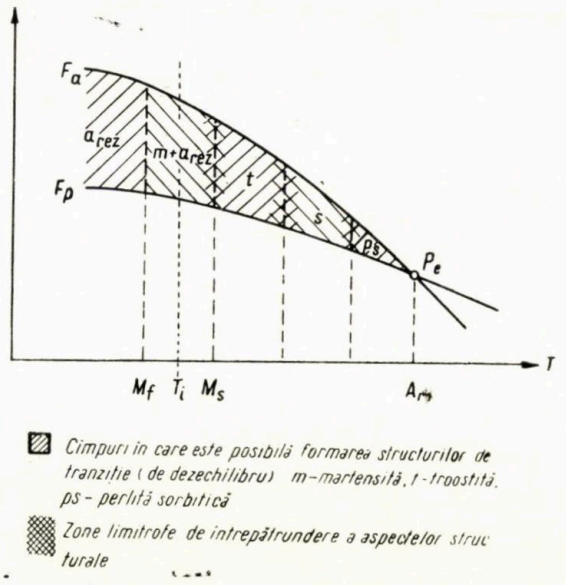


Fig. 2

Variația valorii acestor energii libere, în funcție de temperatură, se poate reprezenta schematic (fig. 2) sub forma a două ramuri de curbă, care se intersectează în punctul de echilibru P_e, corespunzător temperaturii de echilibru $T_e = A_{ri}$, la care austenita și perlita coexistă într-un echilibru izoterm-izobar.

În cîmpul cuprins între aceste ramuri de curbă și la stînga punctului de echilibru P_e (spre temperaturile joase, sub A_{r1}) vor fi situate punctele reprezentative ale valorilor posibile ale energiilor libere ale structurilor de tranziție : perlita sorbitică *ps*, sorbita *s*, troostita *t* (sau bainita *b*) și martensita *m*, putînd ocupa fiecare cîte un domeniu de dispersie, marcat schematic în figura 2. Temperaturile de demarcație între aceste domenii pot fi, în principiu, temperaturile care delimitează, pe diagrama T-T-T de transformare izotermă a austenitei subrăcite, domeniile de structură corespunzătoare.

Din figura 2 mai rezultă că, paralel cu creșterea gradului de subrăcire a procesului (proporțional cu diferența $A_{r1} - T_i$), crește și intensitatea maximal posibilă a dezechilibrului (proporțional cu diferența $F_a(T_i) - F_p(T_i)$ între structura de călire și structura de echilibru la temperatura ordinară.

Cînd, prin accentuarea subrăcirii, temperatura procesului de transformare ajunge să scadă sub valoarea $T = M_s$, începe să se formeze martensita (fig. 3).

Dacă printr-o răcire foarte rapidă se reușește să se realizeze o călire „reală" în sensul lui A. A. Bocivar, de pe urma căreia se obține la temperatura ordinară o austenită lipsită total de orice urmă de transformare — starea de dezechilibru a acesteia — potențialul ei de transformare va fi maxim și egal cu :

$$(\Delta F_{a-p})_{zo.} = F_a(T_i) - F_p(T_i) \qquad (3)$$

Dacă însă subrăcirea nu este totală, austenita se va transforma, într-o măsură mai mică sau mai mare, în produse caracterizate printr-un grad de dispersie a cementitei precipitate, mai mic sau mai mare, astfel încît din potențialul maxim $(\Delta F_{a-p})_{izo.} = F_a(T_i) - F_p(T_i)$ o parte, notată cu X, a cărei mărime nu se poate preciza, deoarece este variabilă cu timpul, se va consuma pentru efectuarea acestor transformări.

Pentru concretizare se poate scrie :

$$X = K_{izo.}\,(\Delta F_{a-p})_{izo.} \qquad (4)$$

unde $K_{izo.}$ poate varia între valorile zero și unu, în funcție de gradul de transformare : 1 — cînd starea finală este o stare de echilibru (perlită sau ferito-perlită) ; zero — cînd se realizează o călire „reală" cu conservarea integrală a soluției solide, stabile la temperaturi înalte ; valori intermediare între zero și unu — cînd se formează structurile de tranziție, martensita, troostita (bainita), sorbita.

S-ar putea încerca să se propună o expresie aproximativă a valorii lui $K_{izo.}$ de forma:

$$K_{izo.} = \frac{100 - a_{rez.}}{100},$$

în care $a_{rez.}$ reprezintă proporţia procentuală

Cu cît subrăcirea

$$\Delta T_{izo.} = T_e - T_i \qquad (6)$$

este mai mare, cu atît mai puţin se poate consuma din diferenţa maximă de potenţial $(\Delta F_{a-p})_{izo.}$ şi cu atît mai mic va fi X, deci

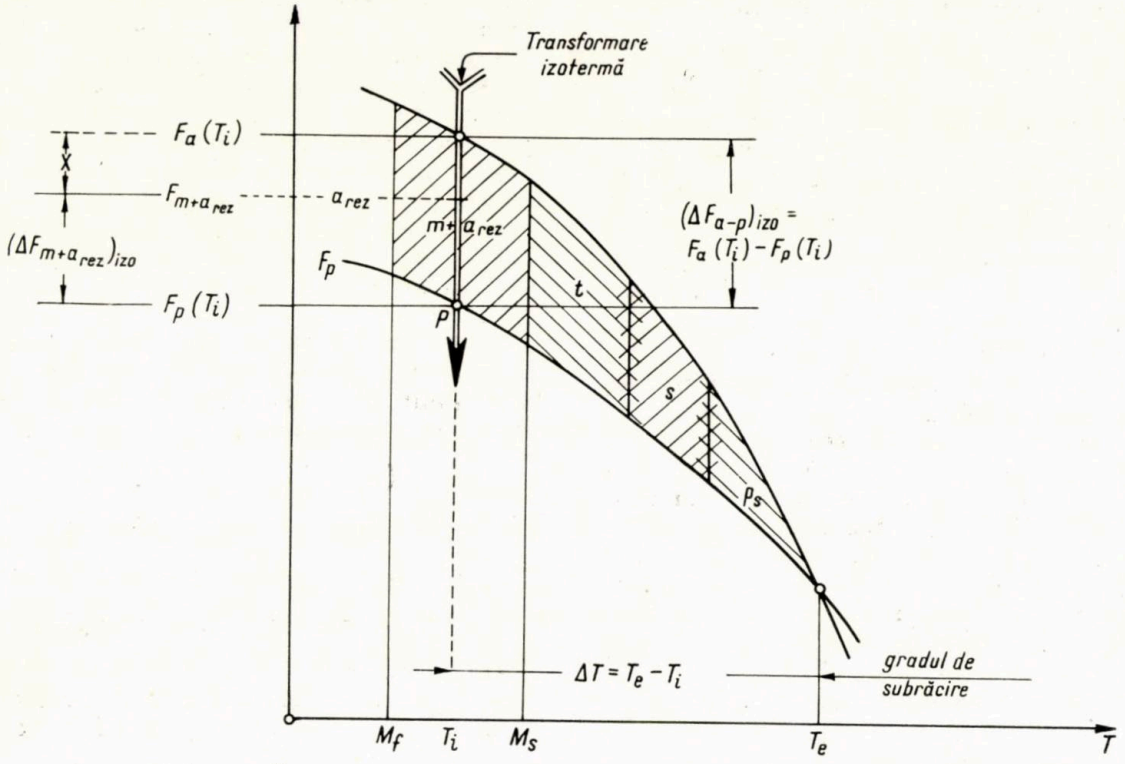


Fig. 3

în care austenita reziduală intră în compunerea structurii de călire. În expresia de mai sus nu intră cantităţile de energie care intervin în proces.

În cazul în care la călire începe să se formeze martensită, pentru temperatura T_i este îndeplinită condiţia (fig. 3):

$$M_f < T_i < M_s$$

Punctul reprezentativ al potenţialului de transformare, conţinut de amestecul format din austenită netransformată cu martensită, va fi situat undeva pe izoterma T_i, între punctele iniţial a şi final p, amplasate respectiv pe curbele de variaţie ale energiilor libere ale austenitei F_a şi ale perlitei F_p.

În aceste împrejurări, potenţialul de transformare $F_{m+a\,rez}$ acumulat în structura de călire (martensita m + austenita reziduală a_{rez}) va avea valoarea:

$$(\Delta F_{m+a\,rez.})_{izo.} = (\Delta F_{a-p})_{izo} - X = \\ = (1 - k_{izo.})\,(\Delta F_{a-p})_{izo} \qquad (5)$$

şi $K_{izo.}$ va fi mic. În schimb cu atît mai mare va fi energia potenţială $(\Delta F_{m+a\,rez})_{izo.}$ acumulată în structura de călire, sub formă de potenţial de transformare a austenitei reziduale şi sub formă de potenţial de transformare a martensitei; aceasta din urmă se înmagazinează, ca lucru mecanic de ecruisare a reţelei metalului de bază a aliajului [7], [8], ceea ce se manifestă prin binecunoscuta creştere a rezistenţei, durităţii şi fragilităţii după călire. Această stare de tensiune internă — esenţială pentru obţinerea efectului de călire [8] — imprimă martensitei o nestabilitate în timp, care nu permite precizarea energiei ei libere în funcţie de temperatură, deşi la un moment dat această energie liberă va avea o valoare anumită.

Valoarea lui K_{izo} variază între zero şi unitate, pe măsură ce, cu trecerea timpului, se produc transformările prin care se obţine tranziţia de la starea de echilibru iniţială austenitică, la starea de echilibru finală, perlitică sau ferito-perlitică.

În cazul unor transformări ale austenitei la răcire continuă, şi acest proces se iniţiază

printr-o subrăcire mai mică decît cele întîlnite, de regulă, la transformările izoterme — o subrăcire reală şi necesară pentru învingerea inerţiei la transformare a sistemului (incubaţia):

$$\Delta T_{cont.} = T_e - T_1 \qquad (7)$$

Prin această subrăcire se declanşează energia de activare necesară trecerii sistemului peste pragul energetic.

În continuare punctul reprezentativ al variaţiei de energie se deplasează din punctul iniţial c (avînd coordonatele: temperatura T_1 şi energia liberă a austenitei la temperatura T_1 egală cu $F_a(T_1)$) în punctul final d (avînd coordonatele: temperatura T_2 şi energia liberă a perlitei la temperatura T_2 egală cu $F_p(T_2)$).

La călire diferenţa de potenţial de transformare maximă posibilă la trecerea din c în d:

$$(\Delta F_{a-p})_{cont.} = F_a(T_1) - F_p(T_2) \qquad (8)$$

nu se poate consuma integral, deoarece în locul structurii de echilibru a perlitei se obţine o structură mixtă, tipică pentru transformările cu răcire continuă, de sorbită s, troostită t (bainită) + martensită m (+ eventual şi austenită reziduală $a_{rez.}$), structură de dezechilibru, pentru a cărei realizare s-a consumat o parte, egală cu Y, din potenţialul de transformare maxim $(\Delta F_{a-p})_{cont.}$:

$$Y = K_{cont.}\ (\Delta F_{a-p})_{cont.}\ , \qquad (9)$$

unde $K_{cont.}$ poate varia între zero şi unitate, pe măsură ce, cu timpul, structura de călire se apropie de structura finală de echilibru.

Potenţialul de transformare $\Delta F_{a+t+m\ (+a_{rez.})}$ are expresia:

$$\Delta F_{s+t+m\ (+a_{rez.})} = (\Delta F_{a-p})_{cont.} - Y, \qquad (10)$$

respectiv

$$\Delta F_{s+t+m\ (+a_{rez.})} = (1 - K_{cont.})\ (\Delta F_{a-p})_{cont.} \qquad (11)$$

La transformarea izotermă s-a văzut că traseul posibil al procesului energetic este de-a lungul izotermei rectilinii, între punctul iniţial a şi cel final p (fig. 3).

La transformările care au loc la răcirea continuă sînt posibile o multitudine de trasee, între punctul iniţial c şi cel final d (fig. 4 şi 5) — trasee încadrate în dreptunghiul $cfdg$, obţinut trasînd, în cîmpul de coordonate al figurii 5, drepte verticale şi orizontale prin punctele c şi d. Aceste trasee de transformare străbat în proporţie variabilă (ca durată) domeniile de formare izotermă ale diferitelor aspecte (ps, s, t, m) ale structurii de dezechilibru, care vor fi, în consecinţă, reprezentate în structura de călire în proporţii variabile cu condiţiile de formare, cu traseul energetic urmat. Aşadar, deşi temperaturile iniţială şi finală sînt aceleaşi, compunerea cantitativă a structurii de călire din diferitele structuri de tranziţie posibile (ps, s, t, m) poate fi diferită; ea depinde de modul de variaţie a vitezei de răcire de-a lungul traseului urmat, concluzie care este în perfectă concordanţă cu realitatea. La fiecare temperatură, anumite cantităţi de austenită se transformă în structuri de tranziţie, a căror formare o indică diagrama T-T-T de transformare izotermă a austenitei subrăcite în dreptul nivelului de temperatură respectiv. Tocmai în aceasta rezidă valoarea ştiinţifică deosebită a diagramelor T-T-T-izo.

Din examinarea figurilor 3 şi 4 rezultă că, prin depăşirea temperaturii M_f, la transformările izoterme trebuie să fie posibilă obţinerea călirii „reale", după cum la transformările cu răcire continuă, pe măsură ce traseul energetic pătrunde la stînga temperaturii (M_s), trebuie să apară, în cantităţi crescînde, austenita reziduală.

Este de notat că, la transformările austenitei la răcire continuă, diferenţele de potenţial sînt mult mai mici decît la transformările izoterme comparabile atît ca valoare maximă:

$$(\Delta F_{a-p})_{cont.} \ll (\Delta F_{a-p})_{izo.}, \qquad (12)$$

cît şi ca valori curente de tranziţie:

$$\begin{aligned}(1 - K_{cont.})\ [F_a(T_1) - F_p(T_2)] \ll \\ \ll (1 - K_{izo.})\ [F_a(T_i) - F_p(T_i)]\end{aligned} \qquad (13)$$

O expresie echivalentă cu ecuaţia (2) se poate scrie, bineînţeles, şi pentru transformările austenitei la răcire continuă, sub forma:

$$S_{căl.\,cont.} = f[T_1,\ T_2(\Delta F_{a-p})_{cont.}] \qquad (14)$$

Structurile de tranziţie pure, obţinute prin transformarea izotermă a soluţiei solide subrăcite, sau cele mixte, obţinute prin transformarea soluţiei solide subrăcite la răcire continuă, conţin toate un potenţial de transformare, care sub formă generală se poate scrie:

$$(1 - k)\Delta F_{a-p}.$$

Acest potenţial va fi cu atît mai mare, cu cît va fi mai mic gradul de transformare a structurii pe drumul cuprins între structura stabilă la echilibrul cu temperatura înaltă şi structura stabilă la echilibrul cu temperatura joasă.

Prin revenirea sau îmbătrînirea — naturală sau artificială — a structurilor de călire se obţin structurile de revenire sau de îmbătrînire, al căror potenţial de transformare scade pe măsură ce creşte temperatura sau durata operaţiilor de revenire sau de îmbătrînire, adică pe măsură ce se produc transformările de structură în direcţia atingerii stării de echilibru. O aceeaşi structură de tranziţie, caracterizată printr-un anumit grad de dispersie sau de coagulare a fazei în exces precipitate, ca de pildă sorbita, are acelaşi potenţial de

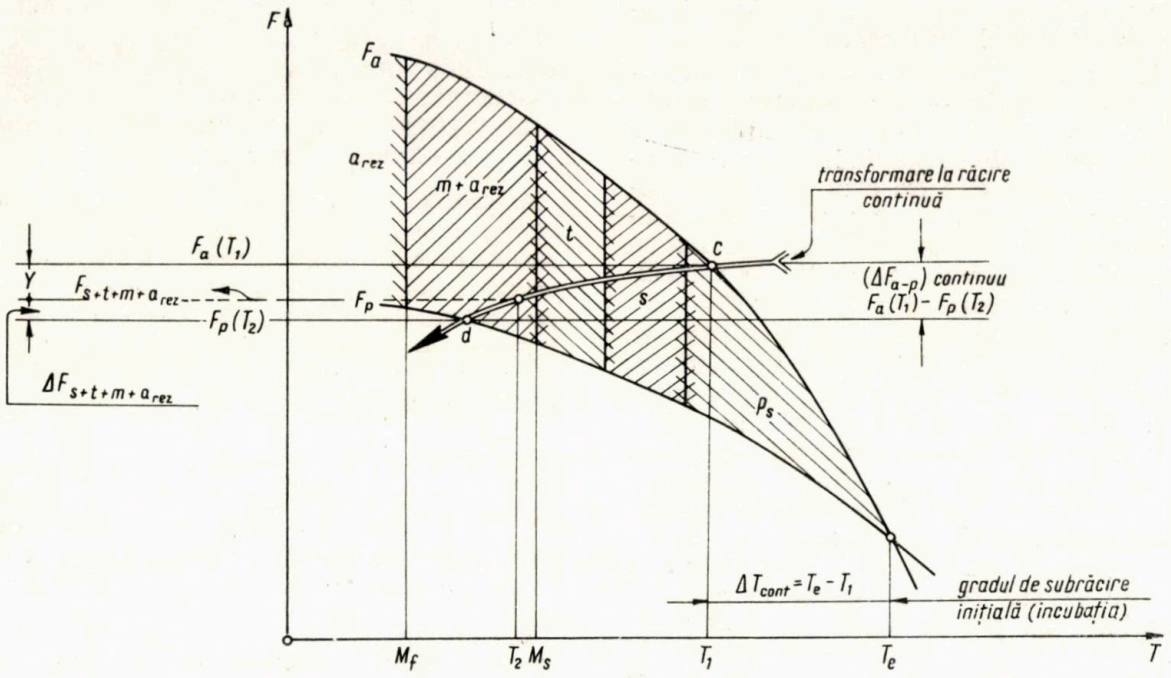

F
F_a
a_{rez}
$m + a_{rez}$
transformare la răcire continuă
t
c
$F_a(T_1)$
Y
$F_{s+t+m+a_{rez}}$
F_p
s
(ΔF_{a-p}) continuu
$F_a(T_1) - F_p(T_2)$
$F_p(T_2)$
d
$\Delta F_{s+t+m+a_{rez}}$
p_s
$\Delta T_{cont} = T_e - T_1$
gradul de subrăcire inițială (incubația)
M_f
T_2 M_s
T_1
T_e
T

Fig. 4

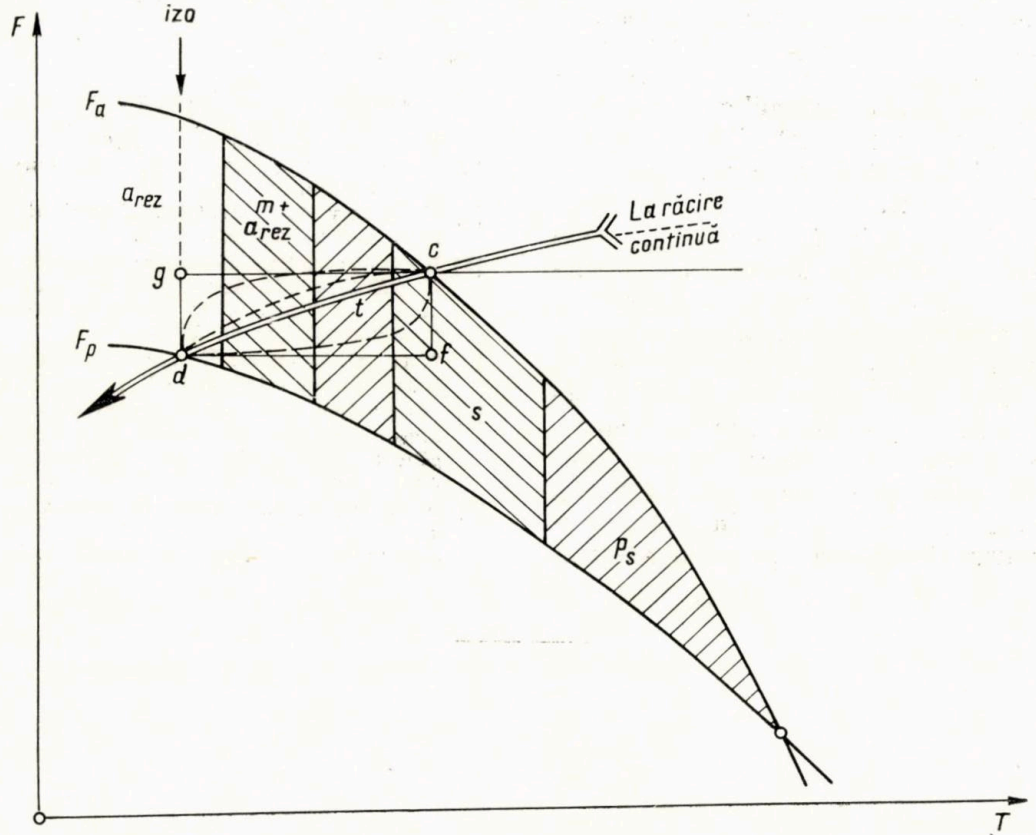

F
izo
F_a
a_{rez}
$m + a_{rez}$
La răcire continuă
c
g
t
F_p
d
f
s
p_s
T

Fig. 5

transformare, indiferent dacă a fost obținută direct prin răcire continuă sau prin transformare izotermă, sau indirect, prin călire și revenire sau călire și îmbătrînire.

Considerațiile expuse mai sus și aplicate — pentru fixarea ideilor — în mod special la aliajele fier-carbon, sînt valabile bineînțeles pentru toate tipurile de aliaje, indiferent de compoziția lor, ori de cîte ori este vorba de studierea termodinamică a transformărilor izoterme sau la răcire continuă, care au loc în soluțiile solide subrăcite, respectiv la reîncălzirea lor prin revenire sau îmbătrînire.

Concluzii. Structurile, stările de tranziție care se formează la călirea aliajelor feroase (sorbita, bainita, martensita) sau și la călirea altor tipuri de aliaje, sînt nestabile, animate de o tendință de transformare, exprimată sub forma diferenței de energie $(1 - k)\Delta F_{a-p}$, mărime variabilă în timp. Chiar dacă momentan energia liberă a structurilor de călire are o valoare concretă, aceasta nu poate fi determinată precis prin calcule termodinamice, ci poate fi doar definită ca putînd varia între anumite limite. În consecință, trasarea, în funcție de coordonatele temperatură T și energie liberă F ale unei curbe, care să reprezinte variația cu temperatura a energiei libere a martensitei [3], [4], [6] sau a altor structuri de tranziție trebuie considerată ca necorespunzătoare cu realitatea. Acest mod de reprezentare nu permite interpretarea justă a proceselor care au loc la călirea aliajelor, spre deosebire de concepția și reprezentarea domeniilor de variație ale energiei libere ale structurilor de călire, care permit o interpretare care nu contrazice faptele de observație.

Diferența de energie $(1 - k)\Delta F_{a-p}$ este înmagazinată sub o formă potențială în structura aliajelor călite cu tendință de transformare a structurii acestora. În cazul durificării prin călire, energia potențială acumulată se manifestă fizic sub formă de tensiuni esențiale de tratament termic [8] al căror principal mecanism de declanșare este comun tuturor tipurilor de aliaje călibile, feroase și neferoase [7], [8] și constă în precipitarea fazei în exces, însoțită de o mărire de volum specific a acesteia din soluția solidă suprasaturată, devenită destul de rigidă, deci ecruisabilă, datorită temperaturii scăzute la care are loc procesul subrăcit.

QUELQUES OBSERVATIONS SUR LA THERMODYNAMIQUE DES TRANSFORMATIONS QUI ONT LIEU LORS DE LA TREMPE DES ALLIAGES FERREUX ET NON FERREUX.

On démontre que la variation avec la température de l'énergie libre de la martensite ou des autres structures résultées de la décomposition partielle des solutions solides surrefroidies ne peut être représentée par une courbe mais par un champ de valeurs possibles. Dans ce sens on analyse le processus de transformation isotherme et au refroidissement continu de l'austénite, ainsi que les solutions solides surrefroidies en général.

SOME REMARKS REGARDING FERROUS AND NON-FERROUS TRANSFORMATIONS THERMODYNAMICS DURING QUENCHING.

Variation with temperature of martensitic or other out of equilibrium state, resulting from partial decomposition of undercooled solid solutions, free energy, can not be represented by a single curve, but by a field of possible values. Theory is applied to analyse of isothermal transformation processus during continous cooling of austenite, of undercooled solid solutions in the main.

BIBLIOGRAFIE

[1] Wanyorek C. *Teoria modului de lucru științific și utilitatea aplicării ei în industrie.* Construcția de Mașini, nr. 12, 1966 și nr. 4, 1967.

[2] Guliaev A. P. *Metalurgia fizică.* București, Editura tehnică, 1954.

[3] Guliaev A. P. *Tratamentul termic al oțelului.* București, Editura tehnică, 1962.

[4] Krisement O., Houdremont E. și Wever F. *Contributions à la thermodynamique de la transformation austenite-martensite dans les alliages fer-carbone.* Revue de Métallurgie, nr. 6, 1954.

[5] Karapetian M. N. *Termodinamica chimică.* București, Editura tehnică, 1953, p. 16.

[6] Houdremont E. și Krisement O. *Betrachtungen über die Unterkühlung von Umwandlungsvorgängen als Grundlage für die Martensitumwandlung.* Archiv für das Eisenhüttenwesen, 1953, p. 53—68.

[7] Wanyorek C. *Considerații asupra unor teorii unitare a proceselor fizice care au loc la călirea aliajelor feroase și neferoase.* București, Metalurgia, nr. 58, 1967.

CZ 669.854.5 : 620.186

Structura şi proprietăţile telururilor de lantan, ceriu şi plumb în intervalul Ln_2Te_3 — Ln_2PbTe_4

Dr. ing. **A. ALOMAN**
Institutul politehnic – Bucureşti

Prof. dr. **S. S. GORELIK** şi
dr. ing. **V. M. MALOVEŢKAIA**
Institutul oţelului şi aliajelor – Moscova

Rezultatele ultimelor cercetări teoretice şi experimentale [1] — [4] au demonstrat că materialele care asigură eficienţa maximă termoelectrică şi randamentul maxim al termoelementului trebuie să satisfacă următoarele condiţii generale : să reprezinte semiconductori extrinseci cu temperatură de topire suficient de înaltă ; materialele să constituie sisteme multicomponente ; elementele care intră în compoziţia lor să posede greutate atomică mare ; din punct de vedere fazic, materialul să reprezinte o soluţie solidă ; structura cristalină să fie complexă sau defectă ; structura benzilor electronice să fie complicată ; legătura chimică să fie mixtă, dar în bună parte covalentă.

Calcogenurile semiconductoare ale lantanidelor şi ale aliajelor pe baza lor, care reprezintă soluţii solide cu reţea defectă de tip Th_3P_4, satisfac multe din condiţiile enumerate mai înainte.

Într-o lucrare anterioară [5] s-au prezentat cercetările efectuate asupra calcogenurilor de lantan şi ceriu în intervalul Ln_2Te_3 — Ln_3Te_4. Trecerea de la compusul Ln_2Te_3 la compusul Ln_3Te_4 are loc prin ocuparea treptată a vacanţelor din subreţeaua cationică de către atomii metalici ai lantanidelor.

Un deosebit interes prezintă studiul soluţiilor solide cu structură de tipul Th_3P_4 în care ocuparea vacanţelor se realizează nu de către atomii elementului lantanid de bază, ci de către atomii unui alt element greu, cu altă valenţă, de exemplu, plumbul.

Plumbul a fost ales ca element de aliere din următoarele consideraţii : posedă valenţa 2, iar elementul lantanid, valenţa 3 ; este un element greu ; formează cu telurul compusul PbTe care cristalizează în reţea de tip NaCl.

Kripiakevici [6] a demonstrat că structura de tipul Th_3P_4 poate fi descrisă şi cu ajutorul aranjării unor poliedri de coordinaţie [PTh_6]. Coordinaţia octaedrică în jurul atomilor nemetalici apropie structura Th_3P_4 de alte structuri care conţin octaedri şi, în primul rînd, de structura de tip NaCl. De aceea se poate presupune existenţa unor domenii de soluţii solide în intervalele Ln_2Te_3 — PbTe şi Ln_3Te_4 — PbTe.

Conform reacţiei $Ln_2Te_3 + PbTe = Ln_2PbTe_4$ se formează compusul ternar $Ln_2^{3+}Pb^{2+}Te_4^{2-}$ care respectă regula valenţei.

Acest compus trebuie să posede o reţea fără vacanţe de tipul Th_3P_4 în care o treime din locurile cationice este ocupată de către atomii de plumb. Compusul respectă criteriul semiconductibilităţii al lui Hulliger şi Mooser [7].

Cercetările s-au concentrat asupra obţinerii şi studierii soluţiilor solide în domeniul Ln_2Te_3 — Ln_3Te_4 — Ln_2PbTe_4. Locul acestui domeniu, de exemplu pentru sistemul La_2Te_3 — La_3Te_4 — La_2PbTe_4, este indicat haşurat în diagrama La-Pb-Te (fig. 1).

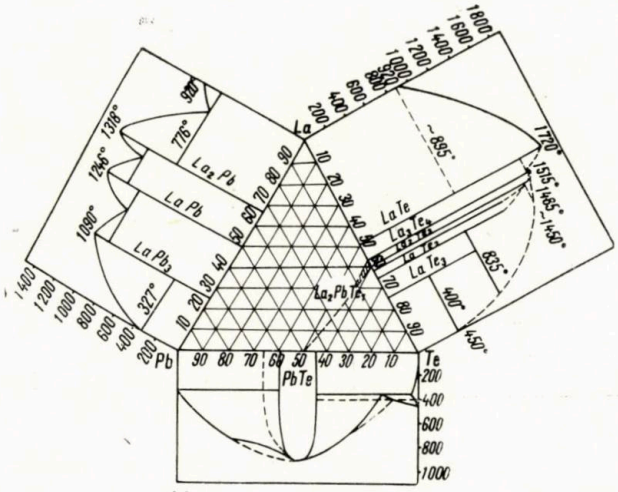


Fig. 1

Acest domeniu este prezentat la scară mare pentru cazul general Ln_2Te_3 — Ln_3Te_4 — Ln_2PbTe_4 în figura 2, unde se indică şi compoziţiile materialelor studiate după formula $LnTe_y(PbTe)_x$. Sinteza materialelor şi executarea probelor s-au efectuat după metodica menţionată în lucrarea [5]. Pentru omogenizarea

soluțiilor solide ternare s-a executat o recoacere la 1 100°C, timp de 20 de zile.

În articolul de față se prezintă structura și proprietățile materialelor în intervalul Ln_2Te_3 — Ln_2PbTe_4. În tabela 1 este arătată compoziția,

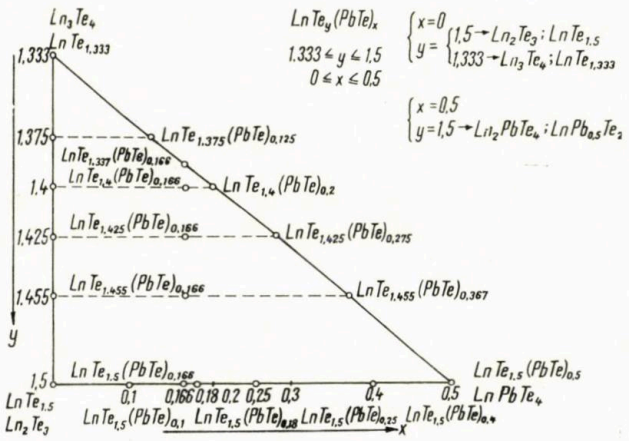


Fig. 2

parametrul rețelei și densitatea materialelor studiate. În figurile 3 și 4 este reprezentată

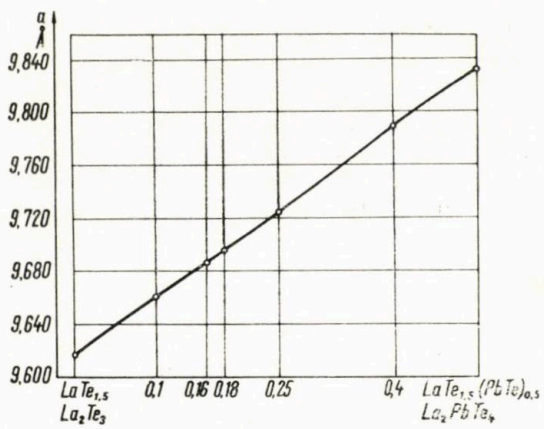


Fig. 3

variația parametrului rețelei în funcție de compoziție. Din aceste figuri rezultă că soluțiile solide în intervalele La_2Te_3 — La_2PbTe_4 și Ce_2Te_3 — Ce_2PbTe_4 respectă regula lui Vegard.

Caracteristicile cristalochimice ale soluțiilor solide în intervalul Ln_2Te_3 — Ln_2PbTe_4 pot fi

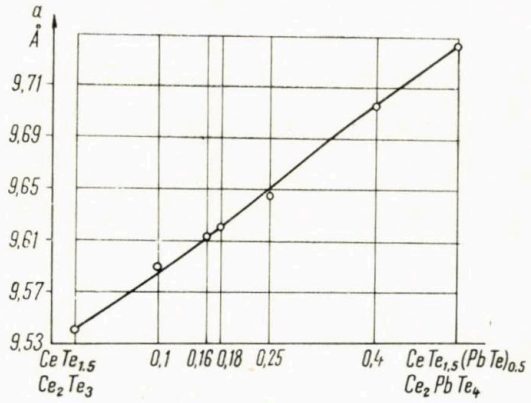


Fig. 4

puse în evidență cu ajutorul formulei:

$$(Ln_y^{3+}\ Pb_x^{2+})_3\ Te_4^{2-} \cdot V_{3-3(y+x)} \cdot e_{8/9-(y+2/3x)}^{1-}, \quad (1)$$

în care:

$$0 \leqslant x \leqslant 1/3$$
$$2/3 \leqslant y \leqslant 8/9$$
$$y + 2/3x = 8/9$$
$$0 \leqslant V \leqslant 1/3$$
$$e^{1-} = 0$$

$$\text{la } x = 0 \begin{cases} y = 8/9 \\ V = 1/3 \rightarrow Ln_2\ Te_3 \\ e^{1-} = 0 \end{cases}$$

$$\text{la } x = 1/3 \begin{cases} y = 2/3 \\ V = 0 \rightarrow Ln_2PbTe_4 \\ e^{1-} = 0 \end{cases}$$

În acest interval, compușii chimici respectă regula valenței; nu există surplus de purtători

Tabela 1

Intervalul	Formula	% Ln	% Pb	% Te	a, Å	d, g/cm³
La_2Te_3 — La_2PbTe_4	La_2Te_3	42,0518	—	51,9482	9,618	6,54
	$LaTe_{1,5}(PbTe)_{0,1}$	38,1820	5,6953	56,1227	9,662	6,65
	$LaTe_{1.5}(PbTe)_{0.18}$	35,5651	9,5473	54,8876	9,696	6,82
	$LaTe_{1.5}(PbTe)_{0.25}$	33,5515	12,5090	53,9395	9,724	6,87
	$LaTe_{1.5}(PbTe)_{0.4}$	29,9221	17,8507	52,2272	9,791	6,93
	La_2PbTe_4	27,9093	20,8129	51,2778	9,834	7,00
Ce_2Te_3 — Ce_2PbTe_4	Ce_2Te_3	42,2652	—	57,7348	9,542	6,72
	$CeTe_{1,5}(PbTe)_{0,1}$	38,3886	5,6762	55,9352	9,588	6,87
	$CeTe_{1.5}(PbTe)_{0.18}$	35,7657	9,5176	54,7167	9,613	6,93
	$CeTe_{1.5}(PbTe)_{0.25}$	33,7459	12,4744	53,7797	9,647	6 83
	$CeTe_{1.5}(PbTe)_{0.4}$	30,1050	17,8057	52,0893	9,714	7,02
	Ce_2PbTe_4	28,0855	20,7620	51,1525	9,861	7,10

de sarcină. Atomii de plumb ocupă vacanţele subreţelei cationice. Concentraţia vacanţelor în acest interval poate fi calculată cu formula :

$$V = K\,[3 - 3\,(y + x)] \qquad (2)$$

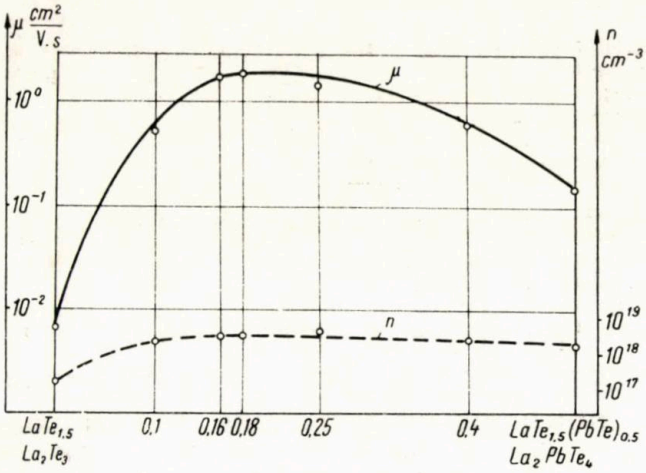


Fig. 5

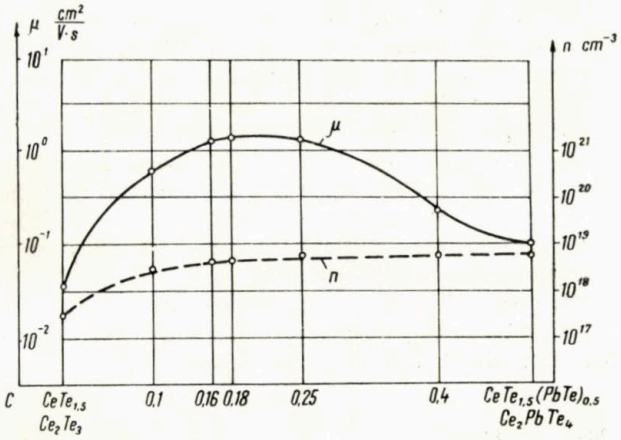


Fig. 6

Ocuparea vacanţelor de către atomii de plumb produce o uniformizare a reliefului potenţialului reţelei, ceea ce va influenţa asupra mobilităţii purtătorilor de sarcină. Se poate considera că mobilitatea este invers proporţională cu concentraţia vacanţelor :

$$\mu \sim \frac{1}{V} \qquad (3)$$

Dar, avînd în vedere că raza ionică a plumbului este cu $\sim 15\%$ mai mare decît raza elementului lantanid, mobilitatea este invers proporţională cu produsul dintre concentraţia atomilor de plumb şi diferenţa dintre razele ionice :

$$\mu \sim \frac{1}{N_{Pb}\,(r_{Pb} - r_{Ln})} \qquad (4)$$

Suprapunerea acestor doi factori (3) şi (4) duce la apariţia unui maxim pe curba de variaţie a mobilităţii, în funcţie de compoziţie, în intervalul $Ln_2Te_3 - Ln_2PbTe_4$ (fig. 5 şi 6).

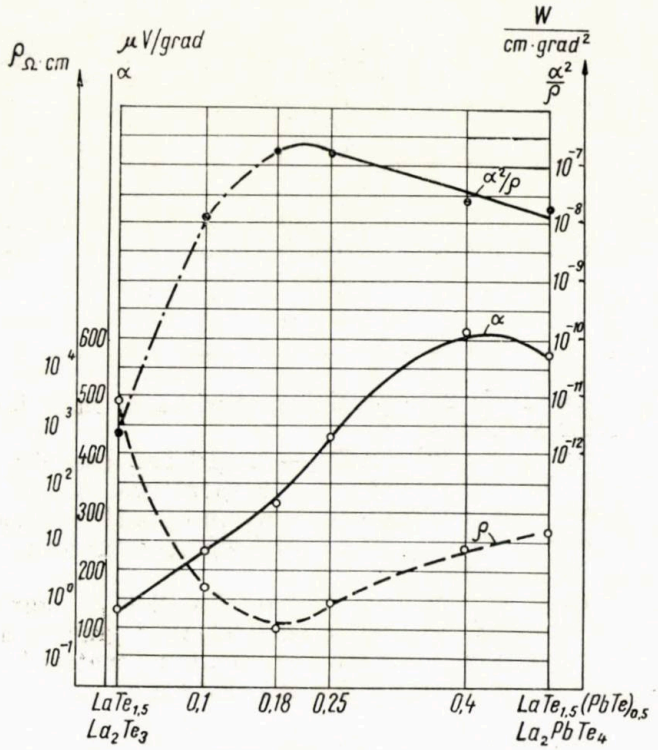


Fig. 7

Deoarece în acest interval concentraţia purtătorilor de sarcină se schimbă foarte puţin, variaţia mobilităţii va influenţa sensibil asupra rezistivităţii. În consecinţă, pe curba de variaţie a rezistivităţii în funcţie de compoziţie apare un minim corespunzător maximului mobilităţii (fig. 7 şi 8). Variaţia mobilităţii determină şi variaţia forţei termoelectromotoare.

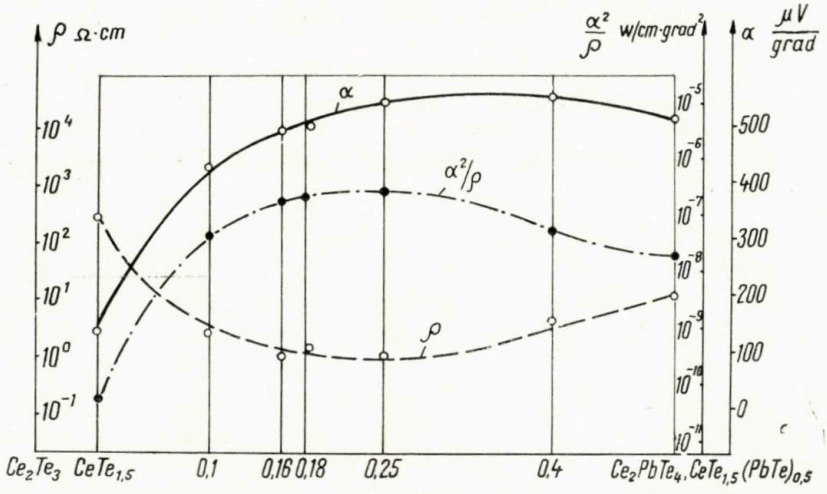


Fig. 8

Tabela 2

Intervalul	Formula	ρ $\Omega \cdot cm$	α $\frac{\mu V}{grad}$	α^2/ρ $\frac{w}{cm \cdot grad^2}$	x $\frac{w}{cm \cdot grad}$	z $grad^{-1}$	R_H $\frac{cm^3}{c}$	n cm^{-3}	μ $\frac{cm^2}{V \cdot S}$
$La_2Te_3 - La_2PbTe_4$	La_2Te_3	$4{,}45 \cdot 10^3$	-127	$3{,}8 \cdot 10^{-12}$	0,012	$2{,}98 \cdot 10^{-10}$	$-3{,}13 \cdot 10^1$	$2 \cdot 10^{17}$	$7 \cdot 10^{-3}$
	$LaTe_{1,5}(PbTe)_{0,1}$	2,3	-228	$1{,}2 \cdot 10^{-8}$	—	—	$-1{,}38$	$4{,}56 \cdot 10^{18}$	$6 \cdot 10^{-1}$
	$LaTe_{1,5}(PbTe)_{0,18}$	$5{,}2 \cdot 10^1$	-315	$2{,}5 \cdot 10^{-7}$	0,010	$2{,}5 \cdot 10^{-5}$	$-1{,}04$	$6 \cdot 10^{18}$	2
	$LaTe_{1,5}(PbTe)_{0,25}$	$9 \cdot 10^{-1}$	-432	$2{,}3 \cdot 10^{-7}$	—	—	$-1{,}17$	$5{,}34 \cdot 10^{18}$	1,3
	$LaTe_{1,5}(PbTe)_{0,4}$	8,9	-612	$4 \cdot 10^{-8}$	—	—	$-6{,}25$	$1 \cdot 10^{18}$	$7 \cdot 10^{-1}$
	La_2PbTe_4	$1{,}14 \cdot 10^1$	-573	$2{,}5 \cdot 10^{-8}$	0,0085	$2{,}94 \cdot 10^{-6}$	$-3{,}13$	$2 \cdot 10^{18}$	$2{,}74 \cdot 10^{-1}$
$Ce_2Te_3 - Ce_2PbTe_4$	Ce_2Te_3	$3{,}5 \cdot 10^2$	-143	$4 \cdot 10^{-11}$	—	—	$-2{,}02 \cdot 10^1$	$3{,}1 \cdot 10^{17}$	$4 \cdot 10^{-2}$
	$CeTe_{1,5}(PbTe)_{0,1}$	3,8	-425	$4 \cdot 10^{-8}$	—	—	$-7{,}8 \cdot 10^{-1}$	$1{,}04 \cdot 10^{19}$	$6 \cdot 10^{-1}$
	$CeTe_{1,5}(PbTe)_{0,18}$	1,5	-495	$1{,}8 \cdot 10^{-7}$	—	—	$-1{,}39$	$4{,}5 \cdot 10^{18}$	1,39
	$CeTe_{1,5}(PbTe)_{0,25}$	1	-535	$2{,}4 \cdot 10^{-7}$	—	—	$-1{,}25$	$5 \cdot 10^{18}$	1,25
	$CeTe_{1,5}(PeTe)_{0,4}$	3,9	-539	$5{,}1 \cdot 10^{-8}$	—	—	$-1{,}18$	$5{,}3 \cdot 10^{18}$	$2{,}36 \cdot 10^{-1}$
	Ce_2PbTe_4	$1 \cdot 10^1$	-506	$2{,}4 \cdot 10^{-8}$	—	—	$-1{,}1$	$5{,}7 \cdot 10^{18}$	$1 \cdot 10^{-1}$

În tabela 2 se prezintă proprietăţile materialelor studiate.

În intervalul $Ln_2Te_3 - Ln_2PbTe_4$, coeficientul de putere α^2/ρ la temperatura camerei este egal cu $2{,}5 \cdot 10^{-7}$ w/cm · grad^2 pentru $LaTe_{1,5}(PbTe)_{0,18}$ şi $2{,}4 \cdot 10^{-7}$ w/cm·grad^2 pentru $CeTe_{1,5}(PbTe)_{0,25}$.

Pentru compusul ternar La_2PbTe_4 figura de merit Z este egală cu $2{,}94 \cdot 10^{-6}$ grad^{-1} la temperatura camerei, iar pentru materialul $LaTe_{1,5}(PbTe)_{0,18}$, $Z = 2{,}4 \cdot 10^{-5}$ grad^{-1}.

LA STRUCTURE ET LES PROPRIÉTÉS DES TELLURURES DE LANTHANE, DE CÉRIUM ET DE PLOMB DANS L'INTERVALLE $Ln_2Te_3 - Ln_2PbTe_4$

Dans l'intervalle $Ln_2Te_3 - Ln_2PbTe_4$, les matériaux sont des solutions solides à lacunes, de type Th_3P_4. Dans cet intervalle les places libres sont occupées par les atomes de plomb. La variation des paramètres du réseau cristallin suit la règle de Vegard. Le composé ternaire Ln_2PbTe_4 a un réseau cristallin parfait, de type Th_3P_4, où un tiers des places des cations est occupé par les atomes de plomb. Le composé respecte la règle de la valence et le critère de la semi-conductibilité établi par Hulliger et Mooser.

Dans l'intervalle $Ln_2Te_3 - Ln_2PbTe_4$, la concentration des porteurs de charge varie très peu.

Sur leurs courbes de variation en fonction de la composition, les porteurs présentent un maximum de mobilité et un minimum de résistivité.

La liaison chimique reste iono-covalente dans tout l'intervalle.

STRUCTURE AND PROPERTIES OF LANTHANUM, CERIUM AND LEAD TELLURIDES IN THE $Ln_2Te_3 - Ln_2PbTe_4$ INTERVAL

In the $Ln_2Te_3 - Ln_2PbTe_4$ interval, materials develop lacunar solid solution structures, of the Th_3P_4 type. Vacant sites are gradually occupied by lead atoms. The lattice parameter varies respecting Vegard's rule. The ternary Ln_2PbTe_4 compound has a perfect lattice of the Th_3P_4 type, in which a third of the cationic places are occupied by lead atoms. The compound follows valency rule and Hulliger and Mooser's semiconductibility criterion.

In the $Ln_2Te_3 - Ln_2PbTe_4$ interval, concentration of charge carriers varies very little.

On composition curves, mobility of carriers show a maximum and resistivity a minimum. Within the whole interval chemical bond remains ionic-covalent.

BIBLIOGRAFIE

[1] Heikes R. R. şi Ure R. W. *Thermoelectricity.* Science and engineering, N. Y. 1961.

[2] .*. *Thermoelectricity.* Ed. Egli P. H., N. Y., 1960.

[3] Ioffe A. F. *Poluprovodnikovie termoelementi M*, 1960.

[4] .*. *Thermoelectric materials and devices.* Eds. Cadoff I. B., Miller E., N. Y., 1960.

[5] Aloman A., Gorelik S. S. şi Maloveţkaia V. M. Metalurgia, nr. 2, 1968, p. 72—76.

[6] Kripiakevici P. I. Kristallografia 7, nr. 5, 1962, p. 686.

[7] Hulliger F. şi Mooser E. *Progress in solid state chemistry.* Vol. 2, p. 330.

CZ 662.74

Influenţa produselor hidrocarbonice carbofluid asupra proprietăţilor de aglutinare-cocsificare ale şarjelor de cocsificare

Ing. MARGARETA MAZUR şi ing. ŞT. FORIZS
Combinatul siderurgic – Hunedoara

Fabricarea cocsului metalurgic din huile tinere din vestul Văii Jiului (L.U.V.) este posibilă numai prin degresare folosind degresanţi naturali sau artificiali.

Lipsa degresantului natural a impus construirea unei uzine în care s-a produs semicocs la început în cuptoare Abder-Halden, iar apoi în cuptoare de semicocsificare prin fluidizare „Carbofluid" [1].

La semicocsificare şi cocsificare prin fluidizare se formează un deşeu tehnologic denumit „zaţ", care rezultă prin înglobarea unor anumite cantităţi de praf de semicocs (şi cocs) în hidrocarburile lichide grele care se condensează din gazele produse. Apariţia acestui reziduu a făcut necesară căutarea unor posibilităţi de valorificare.

Folosirea substanţelor de tipul diferitelor hidrocarburi în procesul de cocsificare este o problemă cunoscută. Se pot cita, de exemplu, folosirea cocsurilor de petrol pentru fabricarea cocsului metalurgic [2] şi utilizarea pe scară largă a cocsurilor de petrol şi a smoalei de cocserie la cocseriile de la Anina şi Reşiţa [3], [4]. Folosirea acestor produse a fost extinsă recent şi la C.S.H. [5].

Pentru stabilirea posibilităţilor de utilizare a acestor zaţuri şi a două smoale obţinute la fluidizare s-au efectuat încercări cu patru produse diferite, rezultate la semicarbonizarea cărbunilor P.A.L. în cuptoarele carbofluid.

Caracteristicile celor patru produse sînt redate în tabela 1.

După cum rezultă din această tabelă produsele carbofluid au proprietăţi de aglutinare ridicate. Indicele Roga ridicat arată, în mod indirect, gradul de aromatizare înaintat care asigură formarea reţelelor spaţiale de cocs. Deci, ca şi în cazul cărbunilor cu aglutinare bună, indicele Roga arată proprietatea de plastifiant a acestor produse în diferite procedee de cocsificare.

Este de remarcat conţinutul redus de cenuşă şi sulf. Acest fapt nu poate fi neglijat la introducerea acestor produse în şarjele de cocsificare cu conţinuturi ridicate de sulf.

Rezultatele încercărilor de laborator privind influenţa acestor produse asupra proprietăţilor de aglutinare-cocsificare în diferite reţete sînt redate în tabela 2, care cuprinde tipurile de reţetă caracteristice dezvoltării U.C.C.H. la care s-a folosit adaos de produse carbofluid.

Prima grupă de reţete se bazează pe reţeta 85% Lupeni şi 15% semicocs. În reţetele 2, 3 şi 4 s-a înlocuit amestecul L.U.V. cu produsul carbofluid respectiv, iar în reţetele 5 şi 6 aceste produse au înlocuit cîte 5% semicocs.

Tabela 1

Produs carbofluid	Temperatura de înmuiere I. B., °C	*A*, %	*V*, %	*St*, %	Insolubile în benzen, %	Indice Roga	Putere calorică, cal/kg
A. Smoală	145	0,94	52,7	1,00	51,11	78,6	8 688
B. Smoală	170	1,09	52,0	1,05	50,11	83,0	8 757
C. Zaţ	135	5,76	38,7	1,30	64,51	27,0	7 675
D. Smoală + zaţ	140	3,24	52,8	1,28	55,61	80,0	8 330

Notă: Caracteristicile celor patru produse s-au determinat de către I.C.E.M.
Puterea calorică s-a determinat în laboratorul de cercetări C.S.H. pentru a aprecia posibilitatea folosirii acestor produse direct în furnal.

Tabela 2

Grupa	Nr. reţetei	Componenţi, %			
		L.U.V.	Huilă import	Semicocs	Produs carbofluid
I	1	85	—	15	—
	2	80	—	15	5
	3	75	—	15	10
	4	70	—	15	15
	5	85	—	10	5
	6	80	—	10	10
II	7	49	43	8	—
	7 *a*	49	43	8	+5
	7 *b*	49	43	8	+10
	7 *c*	49	43	8	+15
	7 *d*	49	43	8	+20
III	8	60	20	10	10
	9	50	30	10	10

Reţetele din grupa a II-a pornesc de la reţeta de bază a U.C.C.H. pe anul 1963 : 45—50% L.U.V., 41—38% huilă import ameliorantă, 9—6% huilă degresantă, 8—6% semicocs P.A.L., care în perioada încercărilor au asigurat producerea unui cocs cu rezistenţă mecanică la toba Micum de 70—72% M40.

Reţetele din grupa a III-a sînt de tip 1962 : 55—58% L.U.V., 30—35% huilă import, 10% semicocs P.A.L., cu o rezistenţă medie de 68—70% M40.

Participarea huilelor import în reţetele din grupele a II-a şi a III-a (reţetele 7, 8, 9) este redată în tabela 3.

Tabela 3

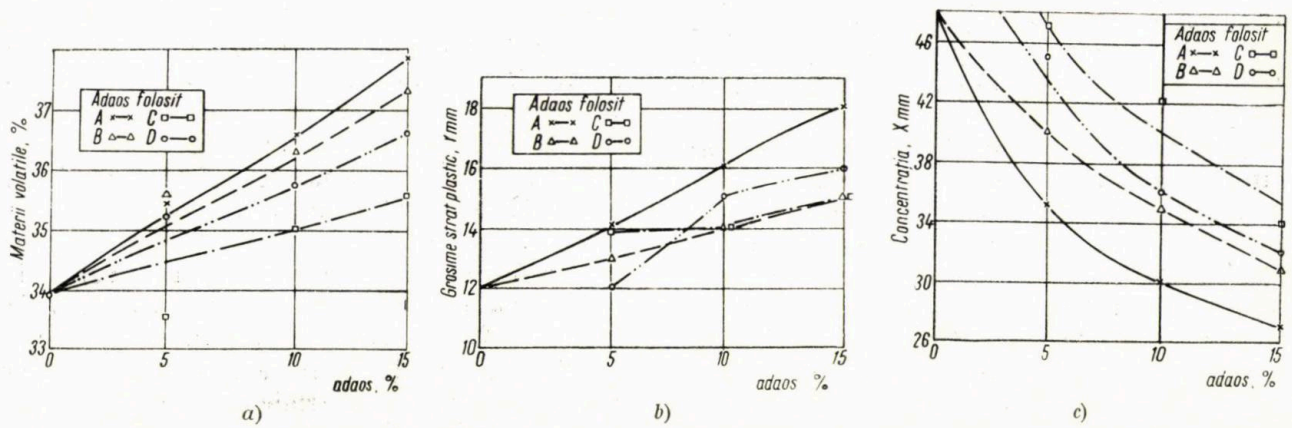
Nr. reţetei	Participarea huilelor import, %							
	Armada	U.R.S.S. Pj	Karvina	Durham	Doubrava	Carolina	Vit. Un.	S.U.A.
7	5	5	5	12	6	3	2	5
8	—	5	—	8	—	4	3	—
9	5	5	—	12	—	5	3	—

Calitatea cărbunilor folosiţi în încercările de laborator este redată în tabela 4.

Tabela 4

Felul cărbunelui	*A*, %	*V*, %	Indice Sapojnicov		Indice Roga, %
			Y, mm	*X*, mm	
L.U.V.	9,97	37,54	12	32	37,7
Armada	9,52	28,93	12	29	65,4
U.R.S.S. Pj.	8,10	26,72	24	15	71,5
U.R.S.S. Kn.	7,83	22,25	—	—	—
Durham	6,84	27,12	22	20	73,3
Doubrava	11,20	28,53	13	37	29,0
Carolina	9,67	23,23	20	27	64,5
Vitezny Unor	10,51	19,81	16	20	34,4
Semicocs	14,33	14,57	—	—	—

Rezultatele obţinute pentru grupa I de reţete — L.U.V. plus semicocs plus adaos carbofluid — sînt redate în figura 1.



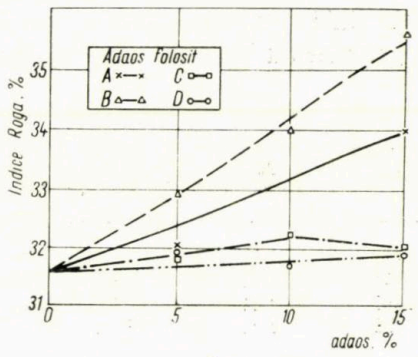


Fig. 1

În figura 1,*a* este redată variaţia conţinutului de materii volatile în funcţie de adaosul carbofluid.

Înclinarea diferită a dreptelor la adăugarea acestor produse arată că acestea reacţionează în mod diferit cu masa de bază a şarjei în funcţie de structura sa şi de comportarea termoplastică specifică.

În figura 1,*b* este redată variaţia grosimii stratului plastic în funcţie de adaosul carbofluid. În acest caz butonii de cocs devin mai compacţi şi o parte a fisurilor mărunte care imprimă caracterul de tibia acestor cocsuri dispare. Creşterea grosimii stratului plastic „Y"

este mai puternică la şarjele 3 şi 4 la un adaos de 10, respectiv 15%. La adaosul de 10—15% apare însă o fisuraţie transversală puternică datorită degajării mai intense a materiilor volatile primare în perioada stării plastice şi de formare a semicocsului.

Creşterea grosimii stratului plastic este un rezultat firesc al introducerii adaosului de hidrocarburi în şarje. Descompunerea acestor hidrocarburi grele la temperaturi joase duce la lărgirea intervalului de temperatură a plasticităţii şi la o aglutinare mai bună a amestecului suficient degresat. Aceasta rezultă şi din contracţia „X", redată în figura 1,*c*.

În figura 1,*d* este redată variaţia indicelui Roga în funcţie de adaosul folosit. Variaţia indicelui Roga indică, de asemenea, o îmbunătăţire a aglutinării amestecului. Îmbunătăţirea maximă ce se realizează cu produsul *B* se datoreşte aromatizării şi uniformităţii mai înaintate a acestui produs la un grad ridicat de termofluiditate. Prezenţa prafului fin de semicocs şi cocs în produsul *C* (zaţ) şi în produsul *D* (zaţ + smoală) frînează mobilitatea termică a acestor produse. Din această cauză produsele au şi caracterul unui adaos degresant însă cu o activitate chimică mai ridicată decît semicocsul sau praful de cocs folosiţi individual.

Rezultatele încercărilor efectuate cu reţetele din grupa a II-a, în care nu s-a înlocuit nici un component ci la şarja iniţială cu structură dată s-a adăugat 5, 10, 15, 20% adaos carbofluid, sînt redate în figura 2.

Analizînd variaţia materiilor volatile (fig. 2,*a*) s-a constatat, şi în acest caz, înclinarea maximă a dreptei la produsul *A*. Influenţa cea mai slabă se constată la produsul *C*.

Compararea butonilor de umflare liberă (fig.3) arată influenţa adaosurilor *A* şi *B*. Butonii reţetelor cu adaosurile *C* şi *D* se deosebesc puţin de reţeta etalon R7, fără adaos.

Influenţa asupra aglutinării se conturează deosebit de bine, în acest caz atît pe diagramele variaţiei indicilor plastometrici (y, x), redaţi în figurile 2,*b*, şi 2,*c*, cît şi pe diagrama variaţiei indicelui Roga, redată în figura 2,*d*.

Introducerea adaosurilor carbofluid duce în toate cazurile la creşterea grosimii stratului plastic şi la micşorarea contracţiei. Cocsul devine mai compact, mai puţin fisurat la 10—15% adaos, dar la creşterea acestui adaos fisuraţia creşte, depăşind chiar şi fisuraţia iniţială.

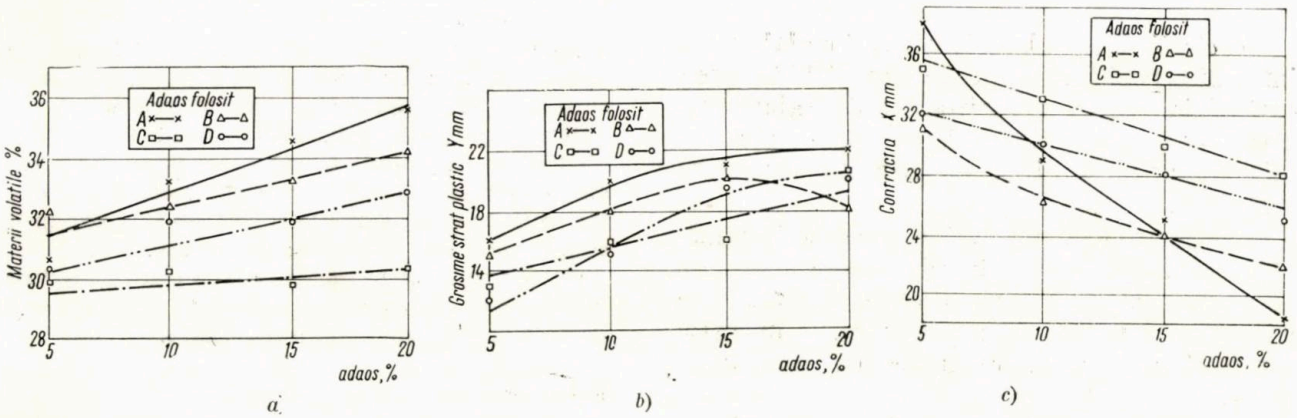
Variaţia indicelui de aglutinare Roga (fig. 2,*d*) arată o continuă creştere, ceea ce indică că la şarjele cu peste 10% adaosuri carbofluid este necesară o degresare mai puternică.

Rezultatele obţinute pentru grupa a III-a de reţete, cu un adaos de 10% produse carbofluid în şarje, sînt redate în tabela 5.

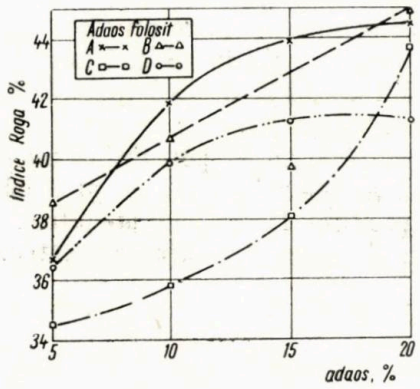
Tabela 5

Nr. reţetei	Produs carbofluid	*A*, %	*V*, %	Indice Sapojnicov		Indice Roga, %
				Y, mm	*X*, mm	
8	*C*	9,61	35,09	10	32	30,4
	D	8,35	34,57	14	37	33,8
9	*C*	9,52	33,47	12	45	31,8
	D	9,52	34,48	13	40	34,1

Rezultatele prezentate în tabelă indică menţinerea aglutinării acestor şarje la acelaşi nivel, îndeosebi cu adaosul *C*. Aceasta se datoreşte



a) *b*) *c*)



d)

Fig. 2

degresării prea puternice a acestor şarje (10% semicocs şi 7 — 8% huilă degresantă) la care se adaugă şi caracterul uşor degresant al produselor *C* şi *D*.

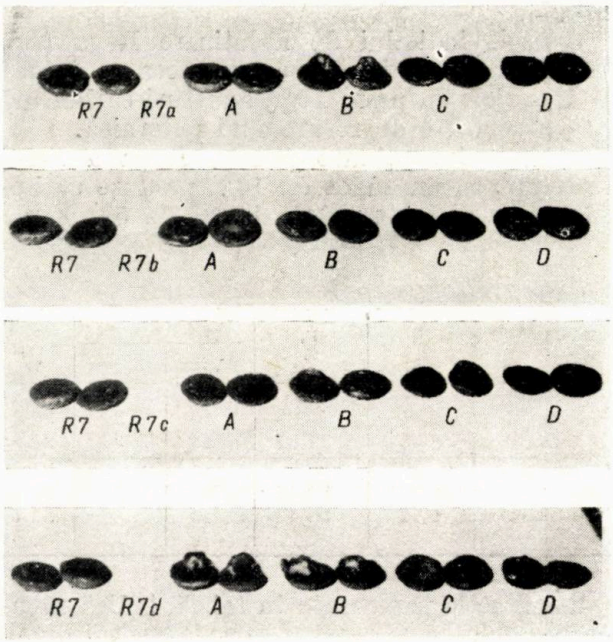


Fig. 3

Concluzii. S-a stabilit în condiţii de laborator influenţa pozitivă a produselor lichide grele carbofluid asupra proprietăţilor de aglutinare-cocsificare, a şarjelor de bază L.U.V. plus semicocs, precum şi a şarjelor cu structură complexă.

Introducerea produsului *B* duce la îmbunătăţirea maximă a aglutinării, ceea ce înseamnă că pentru obţinerea unui cocs cu rezistenţe de valoare constantă se pot introduce în şarjă cantităţi mai mari de huile cu aglutinare slabă.

Introducerea produselor *C* şi *D* în şarjele cu mai mulţi componenţi are un efect ameliorant mai mic asupra aglutinării însă aceste produse pot înlocui 5—10% huilă împort fără a periclita calitatea şarjei.

Efecte mai bune se pot obţine nu atît prin înlocuirea huilelor import, cît prin adăugarea acestor produse la şarjele pregătite, în proporţie maximă de 10% faţă de acestea.

L'INFLUENCE DES PRODUITS HYDROCARBONIQUES CARBOFLUIDES SUR LES PROPRIÉTÉS D'AGGLUTINATION-COKÉFACTION DES CHARGES DE COKÉFACTION

On a établi, à l'échelon des laboratoires, l'influence positive des liquides lourds carbofluides sur les propriétés d'agglutination-cokéfaction des charges fondamentales L.U.V. avec semi-coke et des charges à structure complexe.

L'introduction du produit *B* a pour effet l'amélioration la meilleure de l'agglutination, ce qui veut dire que pour l'obtention d'un coke à résistance de valeur constante on peut introduire dans la charge de plus grandes quantités d'huile à faible agglutination.

L'introduction des produits *C* et *D* dans les charges à plusieurs éléments améliore peu l'agglutination, mais ces produits peuvent remplacer 5—10% d'huile, sans danger pour la qualité de la charge.

De meilleurs résultats sont obtenus non pas tant en remplacant les huiles d'importation, mais en ajoutant ces produits aux charges préparées, dans une proportion de tout au plus 10%.

INFLUENCE OF HYDROCARBON CARBOFLUID PRODUCTS ON AGGLUTINATING-COKING PROPERTIES OF COKE CHARGES.

The authors established experimentally the positive influence of heavy liquid carbofluid on agglutinating-coking properties of L.U.V. charges with semi-coke addition as well as for charges with complex structure.

Addition of product *B* leads to maximal improvement of agglutination; it follows that for coke having constant resistance values, greater amounts of coal with low agglutinating properties might be introduced in the charge.

Additions of products *C* and *D* in charges with more components has a less improving effect on agglutination; the products might allthough replace 5—10% coal in the charge, with out endangering its quality.

Better results can be obtained not so much by replacing imported coal, as by a maximum 10% addition of the former products in the already prepared charge.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ionescu D. şi Anghel V. *Cercetări asupra fabricării semicocsului prin fluidizare.* Metalurgia şi Construcţia de Maşini, nr. 12, 1957, p. 19—24.

[2] Blum I. şi Popescu P. *Studiul cocsurilor de petrol în vederea transformării lor în cocs metalurgic prin distilare I, II, III.* Monitorul petrolistului român.

[3] Barbu I., Milinovici I. şi Nistor N. *Cocsul metalurgic.* Editura tehnică, Bucureşti, 1958.

[4] Forizs Şt. Metalurgia, nr. 12, 1967, p. 677—679.

[5] David V. şi Kaba E. *Utilizarea cocsului de petrol neaglutinant ca degresant în şarjele de cărbuni de la U.C.C.H.* Metalurgia, nr. 4, 1966.

CZ 621. 745.55 : 669.14

Pierderi prin vaporizarea elementelor de aliere la topirea oţelului în vid înaintat

Ing. L. APA
Comitetul de Stat al Planificării

Pierderi prin vaporizarea elementelor de aliere şi a compuşilor acestora apar atît la procedeele clasice, cît şi la cele moderne de elaborare a oţelurilor. Din bilanţul de materiale al cuptorului electric bazic cu arc rezultă că la temperatura arcului electric apar importante pierderi prin vaporizare la mangan, crom, precum şi la molibden şi wolfram, la acestea din urmă sub formă de oxizi [1], [2]. Formarea fumului brun la elaborarea oţelului în convertizoare cu oxigen se datorează vaporizării fierului şi oxidării acestuia în stare de vapori la temperatura înaltă a zonei de reacţie.

O deosebită importanţă o au fenomenele de vaporizare la elaborarea oţelurilor în vid înaintat ($10^{-1} - 10^{-4}$ torr). Aici, pe lîngă degazarea oţelului, are loc şi vaporizarea elementelor de aliere şi a fierului.

În tabela 1 este dată tensiunea de vapori la 1 600°C a unor elemente în stare pură şi în stare dizolvată în fier la concentraţia de 1%. Din tabelă rezultă că în unele cazuri (ca de exemplu Mn, Sn, Cu) tensiunea de vapori este mai mare (chiar la o concentraţie de 1%) decît presiunea la care are loc topirea.

Tabela 1

Elementul de aliere	Tensiunea de vapori a elementului pur la 1 600°C, torr	Tensiunea de vapori a elementului în soluţie de 1% la 1 600°C, torr
Bor	0,58	0,00295
Carbon	79×10^{-6}	—
Aluminiu	16,7	0,0015
Siliciu	0,98	6×10^{-5}
Crom	1,55	$1,7 \times 10^{-3}$
Mangan	40	0,35
Fier	0,10	—
Cobalt	$9,7 \times 10^{-3}$	9×10^{-4}
Nichel	9×10^{-3}	$9,4 \times 10^{-4}$
Cupru	1,03	0,11
Molibden	8×10^{-7}	—
Staniu	1,0	$4,7 \times 10^{-3}$
Plumb	400	0,88
Arsen	760	—

Elaborarea oţelului în vid înaintat a luat în ultimul timp o mare dezvoltare, deoarece diferitele industrii, ca : industria de avioane, tehnica nucleară, construcţia de rachete, industria electrotehnică şi electronică etc., necesitau oţeluri şi aliaje de mare puritate în cantităţi din ce în ce mai mari.

Actualmente, pentru practica industrială prezintă interes trei procedee de elaborare a oţelului în vid înaintat :

— topirea în vid în cuptoare cu inducţie ;

— retopirea sub arc electric cu electrod consumabil ;

— retopirea în cuptoare cu fascicul electronic.

Dintre acestea o răspîndire mai largă se constată la retopirea sub arc în vid şi elaborarea în vid în cuptoare cu inducţie. Din unele date rezultă că prin retopirea în vid cu electrod consumabil se produc în prezent lingouri pentru forjă de 40—50 t şi este în curs construirea de instalaţii care să permită obţinerea de lingouri avînd greutatea pînă la 100 t.

Se aplică pe scară largă şi topirea în vid în cuptoare cu inducţie mai ales pentru oţeluri înalt aliate şi aliaje speciale necesare în cantităţi mai mici (pentru sîrme speciale, piese de mecanică fină, metale şi aliaje neferoase de mare puritate etc.).

Ţinînd seama de importanţa practică şi teoretică a acestor procedee, în ultimii ani s-au întreprins numeroase studii asupra vaporizării aliajelor în vid.

Consideraţii teoretice

Vaporizarea în vid înaintat are o serie de particularităţi, comparativ cu vaporizarea la presiunea obişnuită. La presiunea obişnuită vaporizarea este determinată de o stare de echilibru între faza lichidă şi cea gazoasă : moleculele ajunse deasupra lichidului se ciocnesc cu cele ale gazului din incinta de vaporizare şi se condensează, ajungînd din nou în baie. Se crează astfel un echilibru lichid-vapori.

În cazul vaporizării în vid probabilitatea ciocnirii moleculelor în stare de vapori cu moleculele de gaz deasupra lichidului este foarte mică și reîntoarcerea moleculelor vaporizate în baia lichidă, practic nu mai are loc [3], [4]. Moleculele scăpate din lichid urmează o traiectorie rectilinie, drumul liber mijlociu al acestora este, în general, mai mare decît spațiul de vaporizare (50—100 cm). Are loc deci un fel de emisie de molecule.

O altă particularitate a vaporizării în vid înaintat este că în condițiile respective nu poate avea loc o fierbere a lichidului (vaporizarea întregii mase) și fenomenul se localizează la suprafața de separație lichid-vapori. Într-adevăr, presiunea statică a lichidului, imediat sub suprafața băii, depășește tensiunea de vapori. La 10^{-1} torr și 1 600°C presiunea ferostatică la o adîncime de circa 0,12 mm atinge valoarea tensiunii de vapori a fierului [4]. De aceea, grosimea stratului superficial izoterm în care are loc formarea vaporilor este foarte subțire (de ordinul sutimilor de milimetri) [5]. Difuziunea atomilor înspre stratul superficial poate compensa, sau nu, pierderea prin vaporizare în funcție de vitezele cu care au loc cele două procese: vaporizarea și difuziunea în lichid. Astfel, de exemplu, la conținuturi mici de mangan (< 0,3%) vaporizarea superficială puternică a acestuia nu poate fi compensată prin difuziunea atomilor de mangan înspre suprafață, din care cauză fenomenul determinant în acest caz este difuziunea.

Pentru studiul teoretic al procesului de vaporizare în vid înaintat M. Olette [6] și apoi W. A. Fischer [3], [7] au aplicat teoria cinetică a vaporizării, plecînd de la viteza moleculară de vaporizare.

Admițînd pentru aliajele binare, că raportul concentrațiilor elementului de aliere X și a fierului în faza gazoasă este același cu raportul vitezelor moleculare de vaporizare respective, se poate stabili coeficientul de distribuție k_x al elementului X între faza lichidă și vaporii de deasupra băii:

$$k_x = \frac{\text{conținutul de } X \text{ în baie}}{\text{conținutul de } X \text{ în vapori}}.$$

Acest coeficient nu are semnificația unei constante de echilibru fizico-chimic între faze. El depinde, în afară de presiune și de temperatură, și de concentrația elementului respectiv în baie.

Prin cunoașterea valorii lui k_x se poate stabili comportarea elementului de aliere X la topirea în vid. Pentru $k_x < 1$, conținutul băii în elementul de aliere respectiv scade, pentru $k = 1$ rămîne neschimbat, iar pentru $k > 1$ crește.

În tabela 2 sînt prezentate valorile lui k_x stabilite prin calcul pentru unele aliaje binare

Tabela 2

Elementul de aliere	k_x pentru diferite concentrații (fracții molare)			
	0,005	0,01	0,05	0,1
Aluminiu	0,65	0,62	0,53	0,48
Crom	0,30	0,31	0,33	0,37
Cobalt	—	1,94	—	1,90
Cupru	0,0138	0,0189	0,0607	0,113
Mangan	0,0061	0,011	0,051	0,10
Nichel	3,17	3,16	3,07	2,96
Siliciu	13,7	13,3	11,2	8,9
Staniu	0,055	0,060	0,098	0,145

de tipul Fe-X la diferite concentrații. Cifrele calculate au fost confirmate experimental prin lucrările lui W. A. Fischer și M. Derenbach [7].

Pe baza celor arătate mai înainte rezultă că, în cazul aliajelor binare la retopirea în vid, conținutul de mangan, crom, staniu, cupru în oțel scade, în timp ce conținutul de nichel și cobalt crește.

Creșterea conținutului de nichel și cobalt se explică prin faptul că tensiunea de vapori a acestora este mai mică decît a fierului. Vaporizarea fierului fiind mai intensă decît a elementelor de aliere respective, conținutul acestora în baie crește.

Fenomenele privind volatilizarea siliciului, aluminiului și fosforului sînt mai complicate și sînt în legătură cu conținutul de oxigen al oțelului. Aceste elemente cu afinitate chimică mare pentru oxigen formează oxizi inferiori volatili (SiO, Al_2O) și se degajă din baie sub această formă.

În cele ce urmează se vor examina pierderile prin vaporizarea elementelor de aliere în cazul procedeelor de elaborare a oțelului în vid înaintat pe baza datelor publicate în literatura tehnică de specialitate și ale unor lucrări proprii.

Se va urmări pierderea relativă R definită prin relația:

$$R = \frac{C_0 - C}{C_0} 100, \%$$

în care:

Co este conținutul inițial în elementul respectiv;
C — conținutul final,

în funcție de diferiții parametri de funcționare ai instalațiilor și condițiile de lucru. În cazul în care conținutul final al oțelului în elementul respectiv este mai mare decît cel inițial, valoarea lui R va fi negativă.

În lucrare se mai utilizează noțiunea de scoatere. Aplicată la întreaga încărcătură (η) ea reprezintă raportul dintre cantitatea totală de metal intrată în proces și cantitatea de metal rezultată după elaborare. Referitor la un anumit element de aliere, prin scoatere (η_x) se

înțelege raportul dintre conținutul în elementul X al aliajului după topire C și înainte de topire C_0 deci $\eta_z = C : C_0$.

Vaporizarea în vid în cuptoare cu inducție. Studiile fenomenelor de vaporizare ale elementelor de aliere în vid la topirea în cuptoare cu

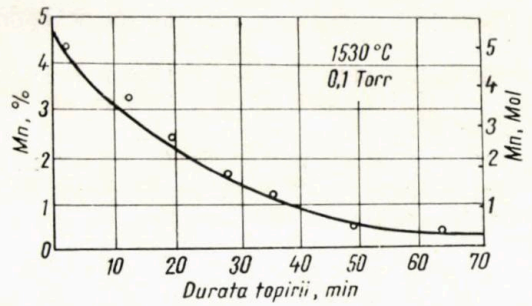


Fig. 1

inducție, efectuate de mai mulți cercetători [3], [5], [8], furnizează suficiente date pentru a se putea stabili pierderile care au loc la acest procedeu și factorii de care depind.

Pentru elementele cu tensiune ridicată de vapori ca mangan, cupru, staniu din lucrările lui H. Schenck și H. H. Domalsky [5] rezultă că variația conținutului elementului respectiv în aliajele binare urmează o relație, arătată grafic în figura 1, și care se poate exprima prin formula:

$$\log \frac{X_0}{X} = Kt,$$

unde X_0 și X reprezintă conținutul inițial, respectiv final, al elementului de aliere; K — o

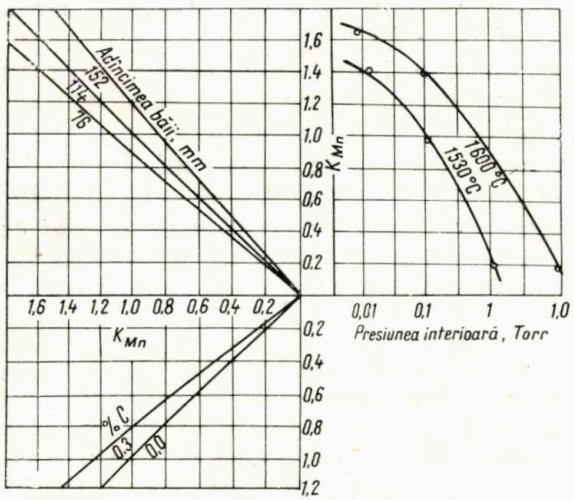


Fig. 2

constantă; t — durata menținerii în stare lichidă.

Valoarea lui K depinde de temperatură, presiune, adîncimea băii și conținutul băii în alte elemente, în primul rînd în carbon. În figura 2 se arată variația lui K pentru mangan în funcție de diverși factori.

Relația lui Schenck — Domalsky permite stabilirea unei formule pentru calculul pierderilor relative:

$$\%R = 100\,(1 - e^{-2{,}3026\,Kt})$$

În tabela 3 sînt prezentate valorile lui R, stabilite pentru mangan, cupru și staniu în cazul unor durate ale elaborării (menținere în stare lichidă) de 1/2 și 1 h.

Tabela 3

Elementul	Temperatura de elaborare, °C	K		R, %			
		la 0,01 torr	la 0,1 torr	Durata topirii, 1/2 h		Durata topirii, 1 h	
				la 0,01 torr	la 0,1 torr	la 0,01 torr	la 0,1 torr
Mn	1 600	1,64	1,38	85,0	79,6	97,8	95,9
	1 530	1,40	1,01	80,2	68,7	96,2	90,2
Cu	1 600	0,56	0,31	47,5	30,2	72,5	51,3
	1 530	0,32	0,21	31,0	21,2	52,4	38,1
Sn	1 600	0,60	0,33	49,8	31,6	74,8	52,3
	1 530	0,22	0,13	22,4	13,9	39,7	27,9

În legătură cu comportarea altor elemente, din datele comunicate de W. A. Fischer și H. H. Derenbach [7] rezultă următoarele pierderi (tabela 4). Trebuie menționat că experi-

Tabela 4

Elementul	Scoaterea, n	Conținutul inițial al încărcăturii, %	Conținutul final al lingoului, %	Pierderi relative, %
Cr	0,90	0,49	0,38	23,2
	0,88	4,72	3,57	24,3
	0,88	10,0	6,55	34,5
	0,87	10,3	7,96	22,7
Co	0,87	0,29	0,32	−9,4
	0,88	0,99	1,07	−7,5
	0,89	4,75	5,10	−6,9
	0,86	7,42	8,10	−8,4
Ni	0,85	0,18	0,20	−10,0
	0,86	0,97	1,08	−10,0
	0,83	4,28	4,90	−12,6
	0,91	11,44	12,17	−6,0

mentările au urmărit anume mecanismul vaporizării; de aceea, topirile au fost prelungite în mod intenţionat. La şarje cu durată normală de elaborare, pierderile prin vaporizare vor fi mai mici [8].

În practica industrială, elementele cu tensiune ridicată de vapori, ca, de exemplu, manganul şi cromul, se adaugă în baie la sfîrşitul elaborării, înainte de evacuare. Pentru împiedicarea vaporizării se preconizează mărirea presiunii în camera de lucru pînă la 10—40 torr, prin introducerea gazului argon. Turnarea în lingotiere se realizează la aceeaşi presiune, sub protecţia argonului.

În afară de durata de topire pierderile prin vaporizare depind de factorii care influenţează valorile lui K. Se poate spune deci că aceste pierderi sînt cu atît mai mari cu cît durata de elaborare este mai mare, presiunea deasupra băii mai mică, temperatura mai ridicată şi adîncimea băii mai redusă.

De menţionat că topirea în vid în cuptoare cu inducţie se foloseşte şi la purificarea prin distilare a unor metale, obţinîndu-se produse de calitate superioară (Bi şi Sb de 99,999% şi 99,9999% etc.).

Vaporizarea metalelor în cuptoare cu fascicul electronic. La acest procedeu topirea se realizează prin izbirea metalului destinat topirii de către un fascicul electronic. Dintre diferitele tipuri de astfel de cuptoare, în figura 3 este reprezentat cuptorul multicamere (Mehrkammerofen) de tip M. von Ardenne [9

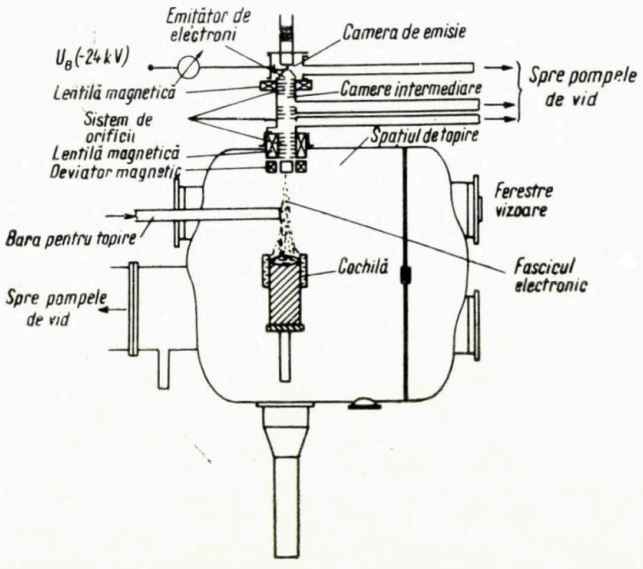


Fig. 3

După ce electronii din spaţiul de emisie parcurg două camere cu blende pentru reglarea fasciculului ajung în recipientul de topire, unde întîlnesc bara de metal supusă topirii şi care se introduce lateral. Presiunea în camera de topire este de circa 10^{-4} torr. Se apreciază însă că în imediata apropiere a suprafeţei băii ea este de circa 1,5 ori mai mare.

Metalul topit picură într-o cochilă de cupru, răcită cu apă. Capătul barei nu este amplasat deasupra mijlocului cochiliei, astfel încît materialul picură lateral, iar fasciculul electronic loveşte în plin suprafaţa băii, supraîncălzind-o puternic.

Temperatura superficială, conform lucrărilor recente ale lui G. Scharf şi colaboratorii [10] depăşeşte 1 900°C.

În aceste condiţii pierderea totală de metal prin vaporizare R_t este mare şi depinde de consumul specific de energie e:

$$\%R_t = 6{,}038e + 0{,}10 \quad (e \text{ în kWh/kg})$$

La $e = 1 - 3$ kWh/kg pierderile totale sînt de 6 — 18%, adică $\eta = 0{,}94 - 0{,}82$.

Cele mai mari pierderi se constată la mangan (50—80%), care chiar în concentraţii mici, la temperatura ridicată a suprafeţei băii, are tensiunea de vapori mai ridicată decît presiunea din camera de lucru. Pierderi sensibile apar şi la crom (5 — 12%) după cum rezultă din tabela 5.

Pierderile prin vaporizare depind, ca şi în cazul cuptorului cu inducţie, şi de durata topirii t. Pe bază de date experimentale publicate de Köhler şi colaboratorii [11] scoaterea de mangan şi cupru (ηMn : ηCu), în funcţie de timp, sînt date de relaţiile:

$$\eta\text{Mn} = 1{,}03 - 0{,}0274\, t + 0{,}0002\, t^2$$

$$\eta\text{Cu} = 1{,}03 - 0{,}0179\, t + 0{,}0001\, t^2$$

Pentru durata topirii de 30—40 min, pierderile la mangan sînt de 60—70%, iar la cupru, de 42—47%.

La molibden şi vanadiu pierderile prin vaporizare sînt neglijabile din cauza tensiunii mici de vapori ale acestora (de ordinul 10^{-7} torr)

Conţinutul de siliciu nu se modifică sensibil în timpul retopirii oţelului prin acest procedeu.

Vaporizarea metalelor la retopirea oţelului cu arc în vid. La acest procedeu căldura necesară topirii este furnizată de arcul electric care se formează între electrodul executat din metalul care se supune topirii şi baie. În figura 4 se arată principiul metodei şi felul în care avansează progresiv topirea [12]. Curînd după începerea topirii, procesul se stabilizează şi se formează o baie avînd forma unui paraboloid de revoluţie [13]. Cochilia executată din cupru este răcită cu apă. În incinta în care are loc topirea se realizează un vid de $10^{-2} - 10^{-4}$ torr; imediat deasupra băii presiunea este însă mai mare şi ajunge, după unele evaluări [15], la 10^{-1} torr şi chiar mai mult.

Arcul se formează la o tensiune constantă de circa 25 V (la instalaţiile de mare capacitate,

45 V). Pentru schimbarea condiţiilor de topire — solidificare se procedează la modificarea intensităţii curentului. Viteza de topire — cantitatea de metal topită în unitatea de timp —

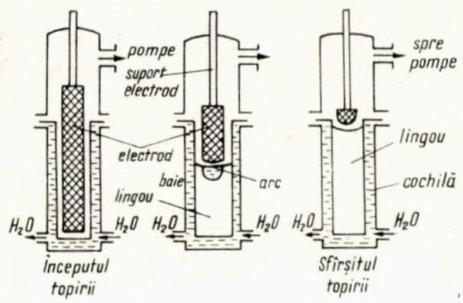


Fig. 4

creşte liniar cu creşterea intensităţii curentului, după cum rezultă din figura 5 întocmită pe baza unor cercetări realizate la I.C.E.M. [14] pentru oţeluri cu circa 1% Mn şi 0,03—0,05%C. Relaţia liniară între aceşti parametri se verifică şi pentru alte oţeluri [13].

Din cauza presiunii reduse şi sub acţiunea intensităţii mari de curent, metalul electrodului care serveşte drept catod este izbit de ionii metalici pînă cînd partea frontală se încălzeşte la temperatura de topire. Se formează astfel o peliculă lichidă care se strînge într-una sau mai multe picături şi cade prin plasma arcului electric.

Timpul redus de menţinere a oţelului în raza de acţiune a arcului şi capacitatea calorică mică a plasmei arcului nu sînt suficiente pentru

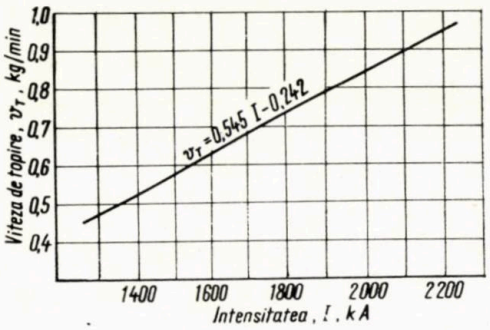


Fig. 5

a supraîncălzi puternic oţelul, astfel că temperatura băii este numai cu 15—30°C mai ridicată decît punctul de topire al aliajului

Tabela 5

Marca oţelului (după DIN)	Consumul specific de energie, kWh/kg	Pierderea totală prin vaporizare R_t, %	Randamentul de scoatere, η		Mn, %	Cr, %
10MnCr4	1,0	5,7	0,947	comp. iniţială	0,91	1,09
				comp. finală	0,34	1,02
				pierderea	62,6	6,4
10MnCr4	2,0	12,3	0,877	comp. iniţială	0,93	1,04
				comp. finală	0,20	0,92
				pierderea	78,6	11,5
10Cr8	1,02	5,8	0,942	comp. iniţială	0,22	2,21
				comp. finală	0,09	2,05
				pierderea	59,1	7,6
10Cr8	1,95	12,5	0,875	comp. iniţială	0,16	2,31
				comp. finală	0,04	1,98
				pierderea	75,0	14,3
10Cr13	1,0	4,5	0,955	comp. iniţială	0,27	13,83
				comp. finală	0,14	13,25
				pierderea	48,1	4,2
10Cr13	2,0	16,1	0,839	comp. iniţială	0,18	13,83
				comp. finală	0,08	12,38
				pierderea	55,6	10,5

și depinde de intensitatea curentului. În figura 6 se arată temperatura măsurată a băii în funcție de intensitatea curentului pentru un oțel inoxidabil stabilizat cu niobiu [15].

Trebuie menționat că absorbția de căldură prin pereții laterali ai cochiliei este sensibil

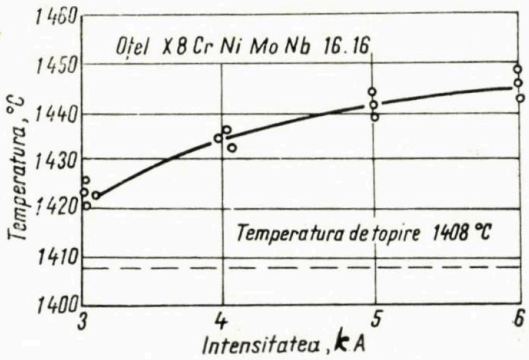


Fig. 6

frînată de apariția unui spațiu liber între suprafața laterală a lingoului și peretele interior al cochiliei. Din acest motiv, precum și datorită faptului că prin radiația plasmică se transmite continuu căldură suprafeței băii, oțelul rămîne un timp relativ lung în stare lichidă cu toate că este slab supraîncălzit și cochilia este răcită puternic cu apă.

Pentru fenomenele de degazare a oțelului, cît și pentru cele de vaporizare a metalelor este de mare importanță timpul de menținere a particulelor de metal în stare lichidă. În figura 7 este arătată variația acestei durate în funcție de intensitatea curentului și de diametrul cochiliei [13]. Din figură rezultă că, cu cît diametrul cochiliei este mai mare și intensitatea curentului mai mică (viteză mică de topire), cu atît durata de menținere în stare lichidă este mai mare.

Cele relatate arată că vaporizarea metalului la retopirea sub arc în vid cu electrod consumabil prezintă unele particularități față de celelalte procedee, astfel:

— tensiunea de vapori imediat deasupra băii, din cauza spațiului îngust între peretele cochi

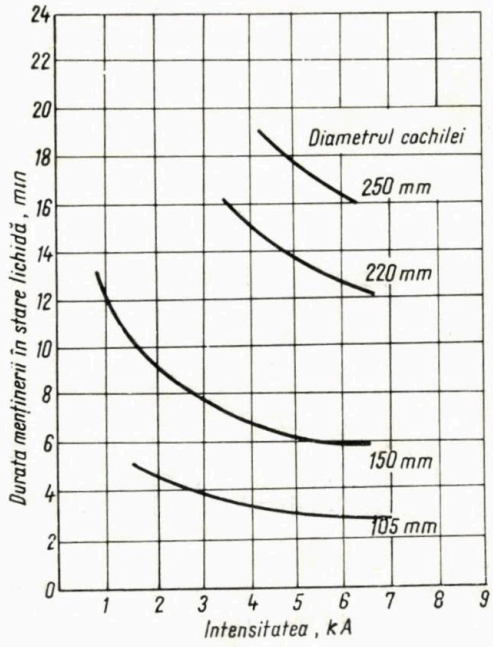


Fig. 7

liei și electrod, poate depăși cu mult pe cea măsurată în incinta cuptorului, fapt care diminuează viteza de vaporizare;

— temperatura băii este relativ scăzută fiind doar cu 15—30°C mai ridicată decît temperatura de topire a aliajului;

Tabela 6 *

Nr. crt.		Compoziția chimică, %							Intensitate curent., kA	Presiunea, torr
		C	Si	Mn	P	S	Al	Cu		
1	Compoziția inițială	0,03	0,097	1,04	0,021	0,020	0,037	0,06	1,7	2×10^{-3}
	Compoziția finală	0,03	0,097	0,93	0,018	0,021	0,037	0,04		
	Pierderea relativă, %	—	—	10,6	14,2	—5,0	—	33,4		
2	Compoziția inițială	0,05	0,17	3,20	0,028	0,023	0,048	0,03	1,7	3×10^{-3}
	Compoziția finală	0,06	0,16	2,60	0,028	0,024	0,048	0,03		
	Pierderea relativă, %	—20,0	5,9	18,7	—	—4,3	—	—		
3	Compoziția inițială	0,075	0,17	5,17	0,027	0,017	0,028	0,02	1,7	$0,8\times10^{-3}$
	Compoziția finală	0,08	0,19	3,92	0,024	0,021	0,028	0,02		
	Pierderea relativă, %	—6,8	—11,8	24,2	11,1	—17,6	—	—		

* Date obținute pe instalația de la I.C.E.M. [14].

— timpul de menţinere în stare lichidă este mai redus decît la alte procedee, de exemplu la elaborarea în cuptoare cu inducţie;

— vaporii metalici condensaţi pe părţile inferioare ale cochiliei şi electrodului se redizolvă în baie pe măsură ce topirea avansează şi arcul electric ajunge la locul respectiv.

Toate aceste considerente duc la concluzia că pierderile prin vaporizare în vid la retopirea oţelului cu arc cu electrod consumabil trebuie să fie mai mici decît la topirea în vid prin celelalte procedee.

Datele publicate în literatura tehnică de specialitate, precum şi cercetările întreprinse la I.C.E.M. cu ajutorul unei instalaţii de retopire a oţelului în vid cu electrod consumabil, tip Heraeus L.200 h de 30 kg capacitate maximă, confirmă aceste concluzii [14].

Pierderea totală de metal la acest procedeu nu este în general mai mare de 0,5%, adică $\eta = 0{,}995$. Pentru oţelurile de rulmenţi au rezultat, de exemplu, pierderi de ordinul 0,3%.

În tabelele 6 şi 7 se arată variaţia compoziţiilor chimice ale unor oţeluri prin retopirea sub arc în vid. Este de menţionat că la examinarea datelor cuprinse în aceste tabele trebuie să se ia în considerare faptul că precizia analizelor chimice este limitată corespunzător domeniului de toleranţe determinat de procedeul de analiză, ceea ce poate deforma rezultatele, în special pentru elementele aflate în cantităţi mici în oţel.

Cele mai mari pierderi prin volatilizare se înregistrează la mangan. După datele publicate de B. L. Briggs şi colaboratorii [16] pierderile de mangan datorită volatilizării se situează între 12 şi 25%, în funcţie de felul oţelului.

Din cercetările sistematice efectuate la I.C.E.M. [14] asupra unor oţeluri aliate numai cu mangan a rezultat că pierderile prin vaporizarea manganului depind, în primul rînd, de viteza de topire şi de factorii care influenţează mărimea acesteia. Cu cît viteza de topire este mai mare, deci durata menţinerii în stare lichidă mai mică, cu atît pierderile prin ardere sînt mai mici (fig. 8).

Factorii care influenţează viteza de topire vor acţiona şi asupra mărimii pierderilor. La aceeaşi compoziţie a oţelului, o dată cu mărirea intensităţii curentului (deci a vitezei de topire) pierderile prin volatilizare se vor diminua, cu toate că baia devine mai caldă.

Mărirea conţinutului de mangan duce la micşorarea vitezei de topire, deoarece chiar la aceiaşi parametri electrici de funcţionare a instalaţiei, randamentul de utilizare a energiei

Tabela 7

Nr. crt.		Compoziţia chimică, %											Sursa de informare
		C	Mn	Cr	Cu	Ni	Mo	V	W	Co	Nb	Ti	
1	Compoziţia iniţială	1,02	0,30	1,59	0,18	—	0,04	—	—	—	—	—	[17]
	Compoziţia finală	1,01	0,25	1,53	0,15	—	0,04	—	—	—	—	—	
	Pierderea relativă, %	1,0	16,7	3,8	16,7	—	—	—	—	—	—	—	
2	Compoziţia iniţială	0,90	0,27	4,24	0,11	—	4,45	2,14	6,58	—	—	—	[15]
	Compoziţia finală	0,90	0,25	4,22	0,09	—	4,43	2,18	6,52	—	—	—	
	Pierderea relativă, %	—	7,4	0,5	18,2	—	0,4	—1,9	0,9	—	—	—	
3	Compoziţia iniţială	0,31	0,36	2,09	0,17	2,06	0,34	—	—	—	—	—	[15]
	Compoziţia finală	0,31	0,35	2,07	0,16	2,06	0,35	—	—	—	—	—	
	Pierderea relativă, %	—	2,8	1,0	5,9	—	2,9	—	—	—	—	—	
4	Compoziţia iniţială	0,08	1,52	16,72	0,16	20,64	3,13	—	2,18	20,36	1,22	—	[15]
	Compoziţia finală	0,07	1,09	16,54	0,09	20,66	3,07	—	2,10	20,45	1,20	—	
	Pierderea relativă, %	12,5	28,3	1,1	43,7	—0,1	1,9	—	3,7	—0,4	1,6	—	
5	Compoziţia iniţială	0,019	0,18	17,23	—	12,27	0,21	—	—	—	—	0,03	[15]
	Compoziţia fihală	0,018	0,17	17,14	—	12,27	0,22	—	—	—	—	0,03	
	Pierderea relativă, %	5,3	5,6	0,5	—	—	—4,8	—	—	—	—	—	

se înrăutăţeşte ca urmare a scăderii conductibilităţii termice şi electrice a aliajului o dată cu creşterea conţinutului de mangan [14]. De aceea, în mod indirect, majorarea conţinutului de mangan duce la creşterea pierderilor prin volatilizare (fig. 9).

Dintre celelalte elemente de aliere, pierderi prin volatilizare mai apar la crom, însă în măsură mult mai mică (cel mult cîteva procente). Aceste pierderi sînt mai mari cînd electrodul forjat nu a fost curăţat prin strunjire.

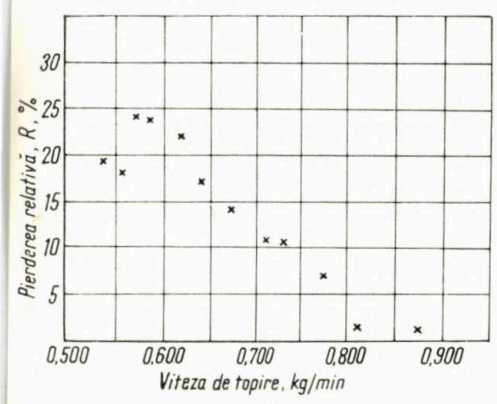


Fig. 8

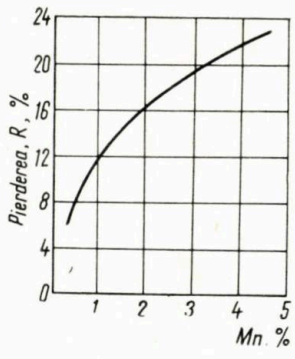


Fig. 9

Trebuie deci să se admită că fierberea datorită stratului superficial de oxizi de pe electrod favorizează vaporizarea cromului [15].

Într-un oţel inoxidabil cu 1,2% Mn, 17% Cr şi 1,7% Mo stabilizat cu niobiu, pierderea absolută la mangan este de circa 0,1% mangan şi cam tot atîta la crom, deşi conţinutul de crom este de peste 10 ori mai mare decît cel de mangan. Rezultă deci că cromul în oţel, într-o concentraţie de circa 17%, are la temperatura de topire a aliajului (1 430°C) cam aceeaşi tensiune de vapori ca şi manganul în concentraţie de 1,2% [15].

Conţinutul de nichel, molibden, cobalt creşte puţin cu ocazia retopirii (pierdere negativă) ca urmare a vaporizării manganului, cromului şi fierului.

La acest procedeu, cu excepţia manganului, nu se constată modificări sensibile ale compoziţiei chimice cu ocazia retopirii.

În cele de mai sus s-au trecut în revistă pierderile prin vaporizarea elementelor de aliere la topirea oţelului în vid înaintat. Cele mai mari pierderi se constată la retopirea oţelului în cuptoare cu fascicul electronic. Pierderi însemnate pot apărea şi la elaborarea în vid în cuptoare cu inducţie în special la elementele cu tensiune ridicată de vapori ca, de exemplu, la mangan, dacă acestea sînt menţinute un timp mai îndelungat în baie. La retopirea oţelului sub arc în vid cu electrod consumabil, pierderile prin vaporizare sînt neînsemnate ; ele apar practic numai la mangan.

PERTES PAR LA VAPORISATION DES ÉLÉMENTS D'ALLIAGE LORS DE LA FUSION DE L'ACIER DANS UN VIDE AVANCÉ

On passe en revue les pertes par la vaporisation des éléments d'alliage lors de la fusion de l'acier dans un vide avancé. Les plus grandes sont constatées quand on refond l'acier dans des fours à faisceau électronique. Des pertes importantes peuvent survenir durant l'élaboration dans le vide dans des fours à induction, surtout pour les éléments à haute pression de la vapeur (par exemple le mangane) si ces derniers sont maintenus longtemps dans le bain. Lors de la refonte de l'acier sous arc électrique dans le vide, les pertes par vaporisation sont sans importance ; pratiquement, on les constate seulement pour le mangane.

ALLOY ELEMENT LOSSES BY VAPOURIZATION DURING ADVANCED VACUUM STEEL MELTING

The paper presents a survey of alloy element losses by vapourisation during advanced vacuum steel melting. The highest losses were observed during steel remelting in electronic beam furnaces. Important losses might also arise during vacuum elaboration in induction furnaces particularly for elements having high vapour tensions, as manganese, if long bath maintaining times. During vacuum arc remelting with burning up electrodes, losses by vapourization are unimpotant, appearing actualy only for manganese.

BIBLIOGRAFIE

[1] Pakulla E. şi Rudnik K. Stahl und Eisen, nr. 24 şi 26, 1932.
[2] Apa L. Cercetări metalurgice, vol. 8, 1966, p. 189—205.
[3] Fischer W. A. Archiv für das Eisenhüttenwesen, nr. 1, 1960.
[4] Ardenne M. V. şi alţii. Neue Hütte, nr. 4, 1961.
[5] Schenck H. şi Domalsky H. H. Archiv für das Eisenhüttenwesen, nr. 11, 1961.
[6] Olette M. Les mémoires scientifiques de la Revue de Métalurgie, nr. 6, 1960.
[7] Fischer W. A. şi Derenbach M. Archiv für das Eisenhüttenwesen, nr. 4, 1964.
[8] Sommer — Plöckinger. *Elektrostahl Erzeugung*. Ediţia 1964, p. 263—265 şi 425.
[9] Scharf G. Essen şi Rumberg. Neue Hütte, nr. 6, 1965.
[10] Scharf G. Essen şi Rumberg. Neue Hütte, nr. 1, 1966.
[11] Köhler M. şi alţii. Neue Hütte, nr. 1, 1962.
[12] Käroly Gy. Kohàszati Lapok, nr. 6, 1966.
[13] Bumgardt K. Archiv für das Eisenhüttenwesen, nr. 8, 1964.
[14] Apa L. Comunicare la cea de-a 7-a sesiune de comunicări ştiinţifice a I.C.E.M. (1967).
[15] Bumgardt K. şi Vollmer H. Stahl und Eisen, nr. 7, 1962.
[16] Briggs B. L. şi alţii. Revue de Métalurgie, nr. 12, 1963.
[17] Sperner T. Berg und Hüttenmänische Monathäften, 1961, p. 407.

CZ 669.14.620.186 : 539.389.2

Influenţa structurii oţelurilor St 3 S şi St 4 S asupra efectului Bauschinger

Ing. M. SGRUMALA, ing. C. CIUCĂ şi ing. M. MODIGA
Institutul politehnic – Galaţi

Efectul Bauschinger se manifestă prin faptul că la schimbarea semnului sarcinii statice are loc modificarea rezistenţei la deformaţii plastice mici în raport cu caracteristicile iniţiale.

Cunoaşterea efectului Bauschinger la materialele folosite în construcţii navale prezintă o mare importanţă practică, deoarece condiţiile reale de solicitare sînt de multe ori similare celor care duc la apariţia acestui fenomen.

Întrucît în procesul tehnologic de fabricaţie a navei materialele sînt supuse unor procese tehnologice diferite care duc la diferenţierea acestora din punct de vedere structural, în această lucrare s-a pus un accent deosebit pe corelaţia dintre starea structurală şi efectul Bauschinger.

Pregătirea materialului pentru încercări. În vederea determinării efectului Bauschinger la oţelurile St 3 S şi St 4 S, s-au confecţionat epruvete de forma şi dimensiunile arătate în figura 1. Aceste epruvete s-au decupat din table cu grosimea de 40 mm, orientate paralel şi perpendicular faţă de sensul de laminare, respectîndu-se condiţiile de pregătire a epruvetelor tăiate cu flacără; după decupare, epruvetele au fost degroşate prin strunjire, supuse tratamentelor termice şi apoi finisate la dimensiunile finale.

Compoziţia chimică a celor două oţeluri este arătată în tabela 1.

Tabela 1

Marca oţelului	Compoziţia chimică, %				
	C	Si	Mn	P	S
St 3 S	0,14–0,22	0,12–0,35	0,35–0,5	0,050	0,055
St 4 S	0,18–0,25	0,12–0,35	0,4 –0,7	0,050	0,055
Compoziţia chimică a materialelor folosite în cadrul experienţelor					
St 3 S	0,2	0,3	0,4	0,04	0,05
St 4 S	0,23	0,3	0,6	0,045	0,05

Metoda de lucru. Pentru determinarea efectului Bauschinger s-a stabilit următoarea schemă de lucru: determinarea limitei de curgere la tracţiune, deformarea prin întindere a epruvetelor cu 5%, determinarea limitei de curgere la compresiune. Pentru încercări s-au folosit două serii de epruvete dintre care una a fost supusă încercărilor după schema arătată mai înainte, iar la cealaltă, după deformarea cu 5%, s-a aplicat un tratament termic de recoacere de recristalizare.

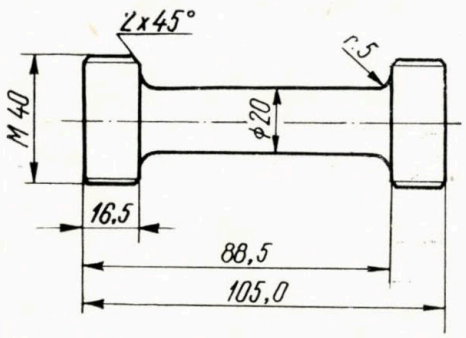


Fig. 1

Condiţiile tehnice pentru executarea încercărilor la temperatura normală sînt prevăzute în STAS 200. Limita de curgere la tracţiune $\sigma_{0,2}^{(t)}$ s-a determinat folosind un tensometru mecanic de tip MK3 avînd o precizie de 1/100mm şi baza de 10 mm.

Întrucît pe epruvetele încercate baza de măsurare nu putea depăşi 5 mm a trebuit să se înlocuiască tijele pentru susţinerea cuţitelor prin nişte lamele elastice din oţel care permiteau măsurarea deformaţiilor pe o bază de 5 mm. S-a folosit metoda cu descărcări repetate, la unele epruvete fiind necesară interpolarea rezultatelor între două valori apropiate.

Pentru determinarea limitei de curgere la compresiune $\sigma_{0,2}^{(c)}$ s-a folosit acelaşi tensometru mecanic.

Pentru a putea măsura deformaţiile la compresiune, înainte de montarea tensometrului pe epruvetă s-a adăugat sub pîrghia cuţitului interior o lamă care s-a îndepărtat după demontare (fig. 2), obţinîndu-se astfel o rezervă de 5 mm, necesară pentru măsurarea micşorării bazei dintre cuţite.

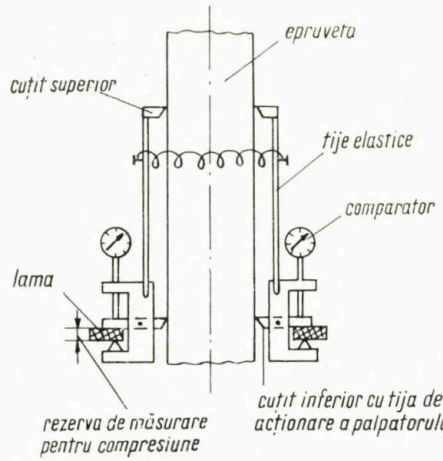


Fig. 2

Pentru a evita erorile care ar putea apărea datorită unei acţionări excentrice sau datorită prelucrării imperfecte a epruvetelor s-au folosit ambele comparatoare ale tensometrului făcînd media rezultatelor.

Pentru încercări s-au folosit materiale netratate termic, precum şi în stările de recoacere, normalizare, călire şi îmbătrînire. Materialele în stare de livrare au servit în această lucrare ca bază de comparaţie la stabilirea influenţei tratamentului termic asupra efectului Bauschinger.

Tratamentul termic de recoacere a constat din încălzirea oţelurilor la 950°C după care a urmat răcirea în cuptor. Prin aplicarea acestui tratament termic s-a urmărit detensionarea materialului şi aducerea lui în starea de echilibru termodinamic.

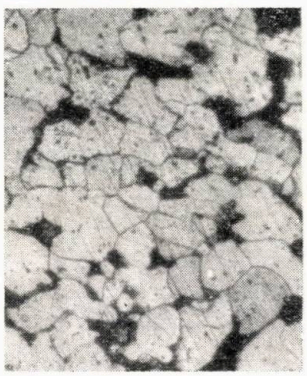


Fig. 3

Fig. 4

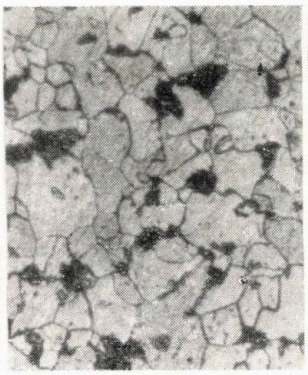


Fig. 5

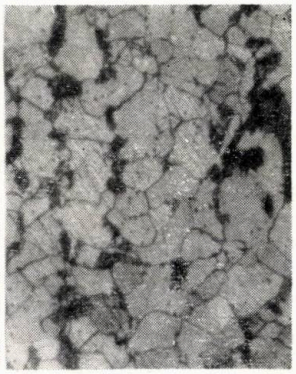


Fig. 6

Orientarea epruvetelor

Starea structurală a oţelului St 3 S	Paralele						
	Limita de curgere la întinderea epruvetelor nedeformate şi nesupuse tratamentului termic intermediar $\left[\times 10^7 \frac{N}{m^2}\right]$	Limita de curgere la compresiune după deformarea cu 5% $\left[\times 10^7 \frac{N}{m^2}\right]$	Diferenţa între limitele de curgere raportată la epruvetele tracţionate, %	Limita de curgere la compresiune după deformarea cu 5% şi aplicarea tratamentului termic intermediar $\left[\times 10^7 \frac{N}{m^2}\right]$	Diferenţa între limitele de curgere la întindere şi cele la compresiune ale epruvetelor supuse tratamentului termic intermediar raportată la epruvetele tracţionate, %	Efectul structurii asupra limitei de curgere la întindere raportat la starea de livrare, %	Efectul structurii asupra limitei de curgere la compresiune a epruvetelor deformate cu 5%, raportat la starea de livrare, %
Stare de livrare	21,3	18,2	−14,5	22,8	+7	—	—
Recopt	22,9	19,5	−14,8	21,8	− 4,8	+ 7,5	+ 7,1
Normalizat	29,7	23	−22,6	32,8	+10,4	+39,4	+26,4
Călit	45,6	38,6	−15,3	44,3	− 2,8	+116	+112
Îmbătrînit	35,6	39,2	+10,0	26,8	24,8	+67	+115

Fig. 7

Fig. 8

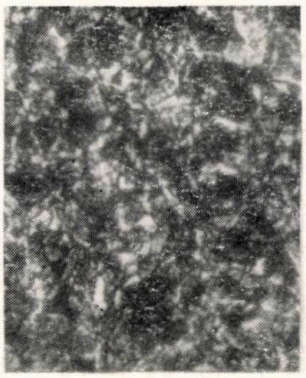


Fig. 9

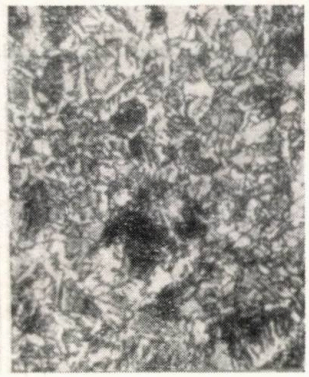


Fig. 10

Din punct de vedere metalografic, structurile de recoacere, spre deosebire de cele din starea de livrare (fig. 3 — Oţel St 3 S, în stare de livrare, secţiune paralelă cu direcţia laminării, × 200 şi fig. 4 — Oţel St 3 S în stare de livrare, secţiune perpendiculară pe direcţia laminării, ×200), se caracterizează prin repartizarea perlitei în benzi atît la epruvetele paralele cu sensul laminării (fig. 5 — Oţel St 3 S recopt, secţiune paralelă cu direcţia laminării, ×200), cît şi la cele perpendiculare pe direcţia laminării (fig. 6 — Oţel St 3 S recopt, secţiune perpendiculară pe direcţia laminării, × 200).

Tratamentul termic de normalizare s-a aplicat de la temperatura de 950°C. În condiţiile acestui tratament termic structura a suferit transformări importante, în sensul micşorării grăunţilor de ferită şi perlită. Din cauza condiţiilor specifice ale acestui tratament termic, materialul prezintă omogenitate structurală atît la epruvetele longitudinale (fig. 7 — Oţe St 3 S normalizat, secţiune paralelă cu direcţia laminării, ×200), cît şi la cele transversale pe direcţia laminării (fig. 8 — Oţel St 3 S normalizat, secţiune perpendiculară pe direcţia laminării, × 200).

Tratamentul termic de călire a constat din răcire rapidă de la 950°C în apă agitată la temperatura de 15°C.

În aceste condiţii, avînd în vedere stabilitatea redusă a austenitei subrăcite, precum şi faptul că epruvetele au dimensiuni mai mari decît diametrul critic de călire, structurile sînt de tip perlitic cu un înalt grad de dispersie (fig. 9 şi 10).

În cursul încercărilor s-a pus în evidenţă faptul că influenţa tratamentului termic de călire asupra oţelului St 3 S este mai redusă decît la oţelul St 4 S, ca urmare a diferenţelor existente în compoziţia chimică.

Tabela 2

faţă de sensul laminării

Perpendiculare								
Limita de curgere la întinderea epruvetelor nedeformate şi nesupuse tratamentului termic intermediar $\left[\times 10^7 \frac{N}{m^2}\right]$	Limita de curgere la compresiune după deformarea cu 5% $\left[\times 10^7 \frac{N}{m^2}\right]$	Diferenţa între limitele de curgere raportată la epruvetele tracţionate, %	Limita de curgere la compresiune după deformarea cu 5% şi aplicarea tratamentului termic intermediar $\left[\times 10^7 \frac{N}{m^2}\right]$	Diferenţa între limitele de curgere la întindere şi cele la compresiune ale epruvetelor supuse tratamentului termic intermediar, raportată la epruvetele tracţionate, %	Efectul structurii asupra limitei de curgere la întindere, raportat la starea de livrare, %	Efectul structurii asupra limitei de curgere la compresiune a epruvetelor deformate cu 5%, raportat la starea de livrare, %	Diferenţa, în %, între limitele de curgere la întindere raportată la epruvetele longitudinale	Diferenţa, în %, între limitele de curgere la compresiune raportată la epruvetele longitudinale
24	19,7	18	22,8	−5	—	—	+12,6	+8,2
26,2	19,8	−24,4	22,1	−15,1	+9,16	0,5	+14,8	+1,54
29,6	24,9	−16,9	29,9	+ 1,02	+23,3	26,4	−0,47	+8,3
47	42,4	− 9,8	43,6	− 7,2	+96	115	+3,06	+9,8
36,6	38	+ 3,8	27,8	−2,4	+52,5	93	+2,8	−3,06

Orientarea epruvetelor

Starea structurală a oțelului St 4 S	Paralele						
	Limita de curgere la întinderea epruvetelor nedeformate și nesupuse tratamentului termic intermediar $\left[\times 10^7 \frac{N}{m^2}\right]$	Limita de curgere la compresiune după deformarea cu 5% $\left[\times 10^7 \frac{N}{m^2}\right]$	Diferența între limitele de curgere, raportată la epruvetele tracționate, %	Limita de curgere la compresiune după deformarea cu 5% și aplicarea tratamentului termic intermediar $\left[\times 10^7 \frac{N}{m^2}\right]$	Diferența între limitele de curgere la întindere și cele la compresiune ale epruvetelor supuse tratamentului termic intermediar, raportată la epruvetele tracționate, %	Efectul structurii asupra limitei de curgere la întindere, raportat la starea de livrare, %	Efectul structurii asupra limitei de curgere la compresiune a epruvetelor deformate cu 5%, raportat la starea de livrare, %
Stare de livrare	23,9	19,4	−18,8	25,1	+ 5	—	—
Recopt	24,3	19,7	−18,9	25,6	+ 5,3	1,74	1,55
Normalizat	31,6	23,4	−25,9	29,2	−7,6	32,2	20,6
Călit	68	57,6	−15,3	55	−19	184	197
Îmbătrînit	37,7	40	+6,1	30,4	−19,4	58	100,6

Tratamentul termic de îmbătrînire termică (fig. 11) a constat din punere în soluție prin călire în apă, de la temperatura de 650°C, după care a urmat o încălzire timp de 4 h la temperatura de 50—70°C.

După aspectul exterior structurile de îmbătrînire (fig. 12 — Oțel St 3 S îmbătrînit, secțiune paralelă cu sensul laminării, × 200 și fig. 13 — Oțel St 3 S îmbătrînit, secțiune perpendiculară pe direcția laminării, × 200) nu diferă de cele ale materialului netratat termic (fig. 3 și 4), însă efectul acestui tratament asupra rezultatelor încercărilor este apreciabil.

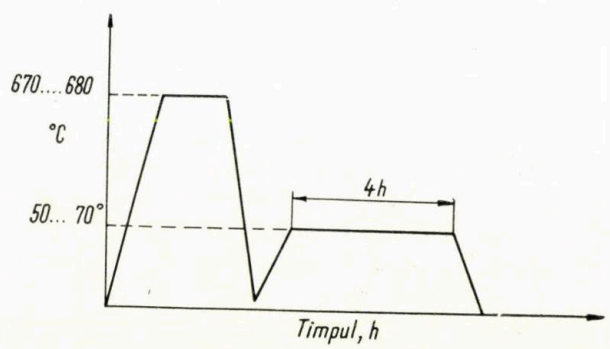


Fig. 11

În procesul tehnologic real de prelucrare a tablelor unele regiuni sînt supuse unei încălziri după deformare la rece în scopul eliminării unor deformații; de aceea, în afară de tratamentele amintite, la o serie de epruvete s-a aplicat, după deformarea cu 5%, un tratament termic de recoacere de recristalizare. Avînd în vedere procesul tehnologic real, acest tratament s-a aplicat în următoarele condiții: încălzire la 650°C, menținere 30 min, răcire în aer. Scopul acestui tratament a fost acela de a elimina efectul ecruisării și de a se stabili în ce sens acționează acest tratament termic intermediar asupra efectului Bauschinger.

Rezultatele obținute în condițiile expuse mai înainte sînt prezentate în tabela 2 pentru oțelul St 3 S și în tabela 3 pentru oțelul St 4 S. În aceste tabele fiecare rezultat reprezintă media a trei încercări.

La ambele oțeluri nesupuse tratamentului termic intermediar, se constată că atît la epruvetele longitudinale, cît și la cele perpendiculare pe direcția laminării, limita de curgere la compresiune este mai mică decît cea la întindere, la toate stările structurale, cu excepția celor îmbătrînite unde limita de curgere la compresiune o depășește pe cea de la întindere.

La oțelurile în stare recoaptă, normalizată și călită, indiferent de sensul de laminare, efectul Bauschinger este cu atît mai pronunțat, cu cît gradul de dispersie al structurii este mai mare. În cazul oțelurilor călite, nesupuse tratamentului termic intermediar, efectul tratamentului termic ajunge la aproape 200% în cazul oțelului St 4 S.

În cazul epruvetelor îmbătrînite influența îmbătrînirii este mai mare decît în cazul normalizării deși granulația primelor epruvete este mai grosolană decît la epruvetele normalizate. Dacă se are însă în vedere influența îmbătrî-

Tabela 3

față de sensul laminării

Perpendiculare								
Limita de curgere la întindere a epruvetelor nedeformate și nesupuse tratamentului termic intermediar, $\left[\times 10^7 \frac{N}{m^2}\right]$	Limita de curgere la compresiune după deformarea cu 5% $\left[\times 10^7 \frac{N}{m^2}\right]$	Diferența între limitele de curgere, raportată la epruvetele tracționate, %	Limita de curgere la compresiune după deformarea cu 5% și apl'carea tratamentului termic intermediar $\left[\times 10^7 \frac{N}{m^2}\right]$	Diferența între limitele de curgere la întindere și cele la compresiune ale epruvetelor supuse tratamentului termic intermediar, raportată la epruvetele tracționate, %	Efectul structurii asupra limitei de curgere la întindere, raportat la starea de livrare, %	Efectul structurii asupra limitei de curgere la compresiune a epruvetelor deformate cu 5%, raportat la starea de livrare, %	Diferența, în %, între limitele de curgere la întindere, raportată la epruvetele longitudinale	Diferența, în %, între limitele de curgere la compresiune, raportată la epruvetele longitudinale
24,4	19,6	−19,6	26,6	+ 9	—	—	+2,09	+1,03
22,7	19,5	−14,1	23,5	+ 3,5	− 6,9	−0,51	−6,6	−1,01
28,6	23,4	−18,2	27,8	− 2,8	+17,2	+19,4	−9,5	0
70	57	−18,5	53	−24,2	+187	+190	+2,94	−1,04
35,6	37,8	+6,18	29,6	−16,8	+ 46	+93	−5,6	−5,5

nirii asupra substructurii feritei preeutectoide, atunci rezultatele obținute sînt explicabile.

Influența tratamentului termic intermediar asupra efectului Bauschinger are un caracter specific la oțelul St 3 S în toate stările structurale cu excepția celei de îmbătrînire. În urma aplicării tratamentului termic intermediar limita de curgere la compresiune se apropie de cea obținută la întindere. Acest lucru se poate explica prin faptul că tratamentul termic intermediar a anulat efectul ecruisării provocate prin deformarea inițială.

La oțelul St 3 S îmbătrînit, limita de curgere la compresiune scade mult sub limita de curgere la întindere, adică efectul tratamentului termic intermediar acționează în sens opus deformației. Acest rezultat este efectul tratamentului termic intermediar care acționează în două sensuri : anularea ecruisării și întoarcerea materialului îmbătrînit în starea de echilibru structural.

Din tabela 2 se vede că tratamentul termic intermediar al materialelor îmbătrînite apropie limita de curgere la compresiune de cea la întindere corespunzătoare stării materialului căruia i s-a aplicat tratamentul de îmbătrînire.

La oțelul St 4 S sînt valabile constatările de la oțelul St 3 S cu excepția stării de călire unde în urma aplicării tratamentului termic intermediar limita de curgere la compresiune scade cu 24,2% în raport cu limita de curgere la întindere.

În acest caz, tratamentul termic intermediar aplicat oțelului St 4 S călit a acționat în următoarele două sensuri : anularea ecruisării și apropierea materialului de starea de echilibru printr-un proces de micșorare a gradului de dispersie al materialului.

Ținîndu-se seama de această influență a tratamentului termic intermediar se constată că diferența dintre limitele de curgere nu este numai rezultatul anulării ecruisării mecanice ci și al înlăturării ecruisării de fază a feritei preeutectoide, ca urmare a efectului de volum

Fig. 12

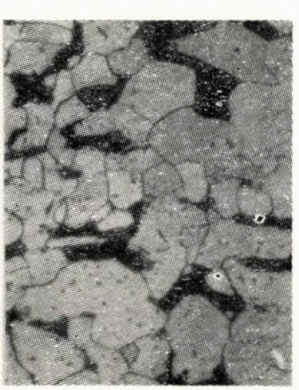


Fig. 13

care însoțește transformarea austenitei la răcire continuă pentru călire.

Influența texturii de laminare asupra efectului Bauschinger are un caracter particular. La oțelul St 3 S anizotropia este mai puternic exprimată în cazul întinderii la stările de li-

vrare și de recoacere, iar la compresiune — pentru stările de livrare, normalizare și călire.

La oțelul St 3 S diferența dintre limitele de curgere este de aproximativ 10%.

La oțelul St 4 S anizotropia este mai puțin dezvoltată și se constată numai la încercările de întindere, pentru stările de recoacere și normalizare.

La ambele oțeluri caracterul anizotropic s-a accentuat numai prin aplicarea tratamentelor termice de recoacere și normalizare.

L'INFLUENCE DE LA STRUCTURE DES ACIERS St 3 S ET St 4 S SUR L'EFFET BAUSCHINGER

On a établi une corrélation quantitative entre la structure des aciers St3S et St4S et l'effet Bauschinger et on conclut que, dans le cas des structures de type perlitique, l'effet Bauschinger est d'autant plus prononcé que le degré de dispersion des structures est plus grand.

En ce qui concerne les aciers vieillis, à la différence des aciers à structure de type perlitique obtenue par la décomposition directe de l'austénite, l'effet Bauschinger, pour le schéma d'essai extension-compression, devient évident par l'augmentation de la limite d'écoulement.

Pour les aciers à structure de type perlitique, la structure initiale a un caractère „héréditaire", ce qui veut dire que, par l'application d'un traitement thermique intermédiaire de recuit de recristallisation, la résistance aux petites déformations plastiques a une valeur proche de celle qui correspond aux structures initiales.

Si, en fonction des conditions de travail des pièces, la stabilité des dimensions est une caractéristique importante, les structures les moins sensibles à l'effet Bauschinger sont les structures de recuit et de livraison.

INFLUENCE OF St 3 S AND St 4 S STEEL STRUCTURE ON BAUSCHINGER'S EFFECT

The paper establishes a quantitative correlation between structural state of St 3 S and St 4 S steel and Bauschinger's effect, leading to the conclusion that in case of perlitic structures, the greater structural dispersion degree, the stronger Bauschinger's effect.

For aged steel, unlike for steels with pearlitic structures obtained by direct austenitic breakdown, Bauschinger's effect manifests in the elongation-compression test by flow limit increase.

For steels with pearlitic structures, initial state has an hereditary character: by intermediate recrystallization annealing, resistance to weak plastic deformation approaches the values corresponding to the initial structure.

If, depending on conditions of piece manufacturing, dimensional stability is an important feature, the less sensitive structural states to Bauschinger's effect are the annealed and the final ones.

BIBLIOGRAFIE

[1] Danilov Iu. S. *Influența mărimii granulei asupra efectului Bauschinger*. Metallovedenie, nr. 9, Moscova, 1964.

CZ 621.742.48

Studii comparative asupra capacităţii lianţilor pentru turnătorie de a degaja gaze la temperaturi ridicate

Dr. ing. **S. BUZILĂ**, ing. **MARIA BUTUCEA** şi ing. **M. A. CONSTANTINESCU**
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej" – Bucureşti

Cunoaşterea cantităţii de gaze care se degajă la turnarea pieselor în forme prezintă o importanţă deosebită pentru prevenirea suflurilor [1], [2]. Dacă se ţine seamă de faptul că circa 50% din rebuturile turnătoriilor provin din cauza suflurilor este justificată continuarea studiilor în vederea obţinerii de materiale de formare care degajă o cantitate mică de gaze la contactul cu aliajul lichid.

Importanţă practică prezintă însă numai gazele care se produc pînă cînd se formează o crustă solidă pe pereţii piesei, deoarece gazele degajate de formă, după solidificare, nu mai pot pătrunde în piesă.

Prin urmare, formarea suflurilor în piesele turnate trebuie studiată în funcţie de volumul de gaze care se degajă din diferite amestecuri de formare, de temperatura la care se degajă volumul maxim de gaze, precum şi de viteza de degajare a gazelor în timp, pînă la solidificarea piesei.

În prezenta lucrare se expun rezultatele experienţelor efectuate la Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej" din Bucureşti cu principalii lianţi folosiţi în mod curent la turnătoriile de fontă şi oţel de la uzinele „23 August" din Bucureşti.

Experienţele efectuate în cadrul acestei lucrări s-au desfăşurat în trei etape:

— în etapa I s-a studiat capacitatea diferiţilor lianţi de a degaja gaze la temperatură ridicată;

— în etapa a II-a s-a studiat viteza (volumul) gazelor degajate în funcţie de temperatură, din diferiţi lianţi;

— în etapa a III-a s-a studiat viteza (volumul) gazelor degajate din amestecurile de formare cu diferiţi lianţi, în funcţie de timpul scurs de la turnarea aliajului.

Pentru studierea acestei probleme s-a recurs la metoda indirectă, ca fiind cea mai indicată în acest scop. Instalaţia folosită este redată în figura 1. Nacela *1*, cu liantul de studiat, se introduce în tubul ceramic *2* din cuptorul electric tubular *3* (de tipul celor folosite pentru determinarea carbonului). Cuptorul se încălzeşte cu trei rezistenţe de silită *4*, iar temperatura se măsoară cu un termocuplu Pt—Pt.Rh.*5*, prevăzut cu un tub de protecţie de aceeaşi

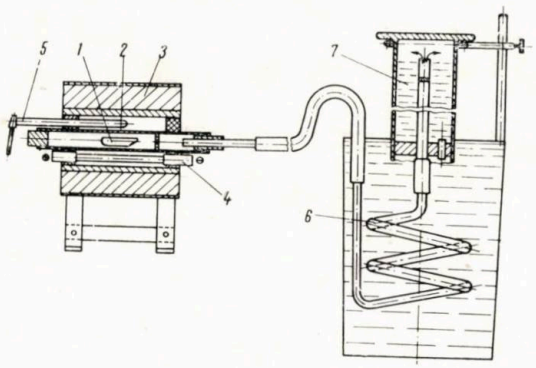


Fig. 1

grosime ca şi tubul ceramic *2*. Temperatura se poate regla cu un autotransformator. Gazele degajate trec prin serpentina de cupru *6*, răcită cu apă, apoi se colectează în cilindrul gradat *7*, de 250 sau 1 000 cm³.

Determinările s-au efectuat la temperatură constantă, de circa 1 300°C. Greutatea liantului folosit pentru o determinare a fost de circa 0,25 g. Înaintea fiecărei determinări, instalaţia s-a spălat cu un gaz inert (argon).

Rezultatele obţinute pentru lianţii studiaţi sînt redate în tabela 1.

Tabela 1

Liantul studiat	Dextrină	Ule de in	Melasă	Trulin	Leşie sulfitică	Fursetil
Volumul de gaze degajate, cm³/g de liant	849	563	530	490	460	345

Lucrările experimentale s-au efectuat cu 0,3—0,5 g liant, la aparatul prezentat în figura 1.

Nacela cu liant s-a introdus în aparatul rece şi apoi s-a ridicat temperatura cu 15—25°C/min pînă la 1 300°C după care s-a citit volumul de gaze degajate, în funcţie de temperatură.

Rezultatele obţinute sînt redate în diagrama din figura 2 (*1* — dextrină; *2* — ulei de in; *3* — melasă; *4* — trulin; *5* — leşie sulfitică; *6* — fursatil).

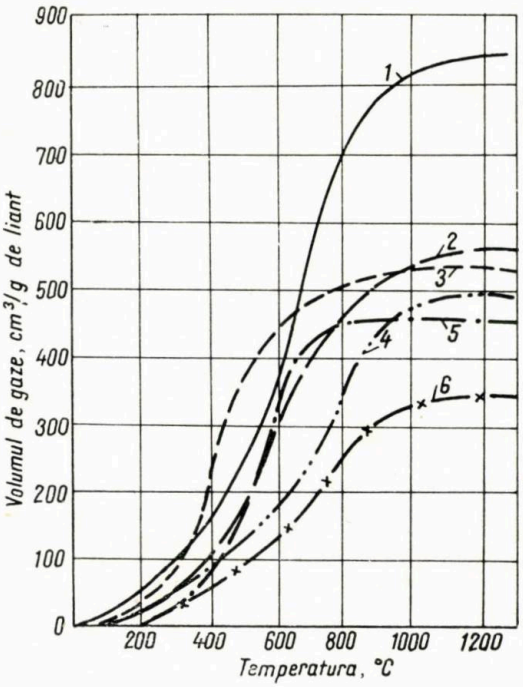


Fig. 2

La întocmirea şi reprezentarea rezultatelor în digramă s-a ţinut seamă de eroarea aparatului, eroare care s-a stabilit prin încălzirea aparatului pînă la 1 300°C, fără liant.

Analizîndu-se diagramele din figura 2 rezultă următoarele:

— dextrina degajează cel mai mare volum de gaze şi la temperatură scăzută, prezentînd pericol de apariţie a suflurilor;

— melasa degajează gaze multe la timp scurt după turnare;

— lianţii cu autoîntărire (trulinul şi fursatilul) degajează gaze mai puţine şi la temperatură mai ridicată, adică după ce s-a solidificat în prealabil o crustă pe peretele piesei, ceea ce înseamnă că se micşorează pericolul de apariţie a suflurilor.

După cum se vede din diagrama din figura 2, pentru condiţiile experimentale în care s-a lucrat, gazele se degajează într-un interval larg de temperatură şi de timp (circa 20 min). Acest lucru este explicabil deoarece degajarea gazelor din liant necesită timp. Timpul de degajare este cu atît mai lung, cu cît este mai scăzută temperatura la care are loc degajarea gazelor, şi invers. Pentru condiţiile de laborator, temperatura la care se degajează volumul maxim de gaze creşte cu viteza de ridicare a temperaturii la aparat. Din această cauză, pentru ca rezultatele să fie comparabile între ele, viteza de încălzire a fost aproximativ constantă la toţi lianţii, şi anume, de 15—25°C/min, aşa cum s-a arătat. Ca o măsură suplimentară pentru obţinerea unor rezultate corecte s-a folosit un termocuplu cu tub ceramic de protecţie cu aceeaşi grosime şi din acelaşi material ca şi tubul aparatului în care s-a introdus nacela cu liantul de studiat.

Pentru determinarea cantităţilor de gaze care se degajează din amestecurile de formare la turnare, datorită contactului cu aliajul lichid, în cadrul prezentei lucrări s-a folosit metoda directă.

Aliajul lichid se toarnă prin maselota *1* (fig. 3) din forma temporară *2* în forma metalică *3*, peste miezul *4*, realizat din amestecul de formare de încercat. Inelul *5*, prevăzut pe suprafaţa interioară cu şanţurile *6*, serveşte pentru menţinerea miezului în poziţie corectă după turnare, împiedicînd ridicarea lui de către aliajul lichid. Pentru a se putea scoate mai uşor din forma metalică, inelul *5* este prevăzut cu o uşoară conicitate la partea exterioară. Gazele degajate din miezul *4* trec prin sita *7*, din sîrmă de circa 2 mm prin deschiderea *8*, din partea inferioară a formei metalice legate prin mufa *9* cu serpentina din cupru *10*, răcită cu apă, şi prin tubul de cauciuc *11* ajung în contorul de gaz *12*, prevăzut cu un termometru şi un manometru cu apă.

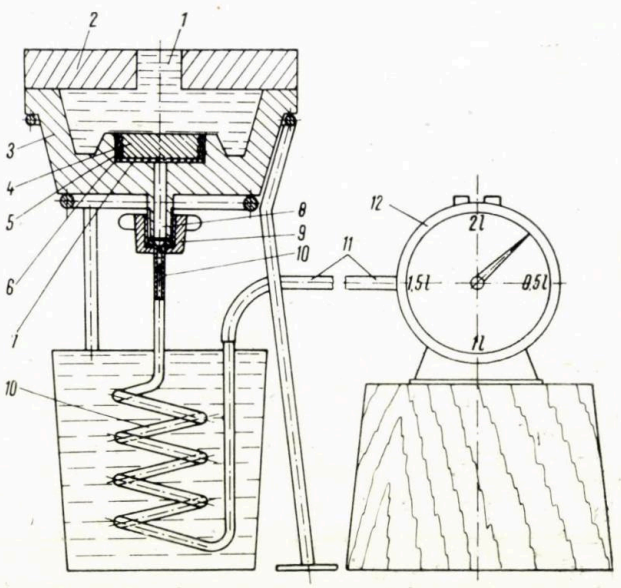


Fig. 3

În timpul determinării s-a citit volumul gazului trecut prin contor în funcţie de timp, presiune şi temperatura gazului. S-a constatat, în mod practic, că aliajul lichid realizează o bună etanşare cu forma metalică şi că toate gazele trec prin contorul de gaz. Eventuale

produse lichide se adună în serpentina *10*, de unde se scot, se cîntăresc şi se calculează volumul corespunzător de gaz. Forma metalică *3* se vopseşte cu vopsea pe bază de grafit şi se preîncălzeşte înainte de turnare întocmai ca la turnarea în forme metalice. Maselota *1* trebuie să fie amplasată deasupra miezului astfel ca jetul de aliaj lichid să curgă chiar pe miez nu pe inel, pentru a nu topi inelul.

Lucrările experimentale au arătat că rezultatele nu diferă esenţial în cazul în care turnarea se face cu capac (formă temporară *2*) sau fără capac; efect mult mai important are temperatura de turnare a aliajului. Ca aliaj lichid s-a folosit fontă cenuşie. Pentru a menţine constante, pe cît posibil, condiţiile de lucru, fonta s-a turnat de fiecare dată la aceeaşi temperatură (1 250 — 1 260°C).

atunci cînd suma presiunilor gazelor care iau parte la proces, Σ_p, este mai mare decît presiunea pe care o opune coloana de aliaj lichid $\gamma \cdot h$ (γ fiind greutatea specifică a aliajului, iar h, înălţimea coloanei de aliaj lichid), rezultă că volumul gazelor degajate şi permeabilitatea amestecului de formare joacă un rol deosebit la apariţia suflurilor. O permeabilitate mică, la un amestec de formare cu lianţi care degajă volum mare de gaze imediat după turnare, nu poate asigura evacuarea rapidă a gazelor din formă, deci suma presiunilor gazelor degajate din formă Σ_p poate să depăşească rezistenţa pe care o opune coloana de aliaj lichid, să pătrundă în aliaj şi să producă sufluri.

La aceeaşi presiune exterioară a gazelor Σ_p, posibilitatea de apariţie a suflurilor este mai mare la piesele turnate din aliaje cu greutate

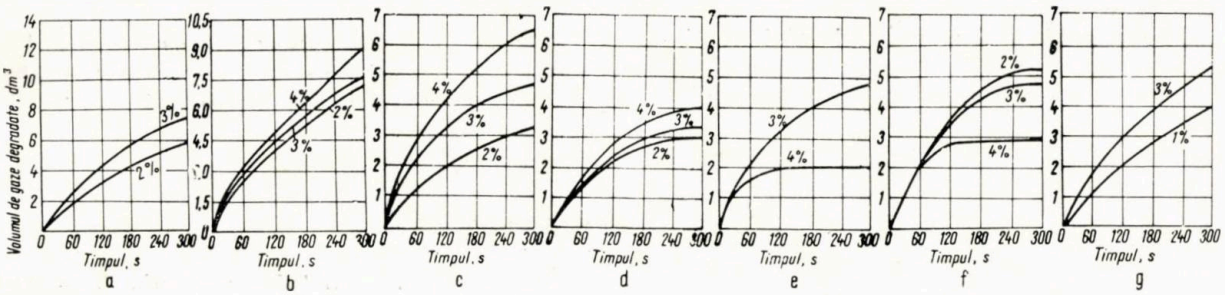


Fig. 4

Diametrul interior al inelelor *5* a fost de 150 mm, astfel că miezurile *4* au avut de fiecare dată aceeaşi suprafaţă S de contact cu aliajul lichid :

$$S = \frac{\pi d^2}{4} = \frac{3{,}14 \cdot 15^2}{4} = 177 \text{ cm}^2.$$

Grosimea miezurilor a fost, în toate cazurile, de 50 mm. Amestecurile de formare folosite pentru executarea miezurilor s-au omogenizat într-un malaxor de laborator, timpul de malaxare fiind de 10 min de fiecare dată. Toate miezurile s-au uscat în prealabil.

Lucrările experimentale s-au efectuat cu miezuri realizate din nisip de Aghireş, spălat şi calcinat, la care s-au adăugat lianţii respectivi.

În cadrul lucrărilor experimentale s-a studiat influenţa conţinutului de liant din miez asupra volumului de gaze degajate de miez. Studiile s-au efectuat cu un număr de şapte lianţi, iar la fiecare liant s-au făcut determinări de gaze pentru diferite conţinuturi de liant. Rezultatele obţinute cu lianţii studiaţi se redau în diagramele din figura 4 (*a* — dextrină; *b* — ulei de in; *c* — melasă; *d* — leşie sulfitică; *e* — trulin; *f* — fursatil; *g* — liant complex).

Dacă se ţine seamă de faptul că gazele din formă pot pătrunde în aliajul lichid numai

specifică mică (aliaje de aluminiu şi de magneziu), iar la acelaşi aliaj este mai mare la piesele cu înălţime mică. Prin urmare volumul total de gaze care se degajează dintr-un liant nu este singurul indiciu asupra posibilităţilor de formare a suflurilor în piesele turnate. Importanţă mult mai mare prezintă viteza de degajare a gazelor, adică volumul de gaze degajate imediat după turnare, pînă la solidificarea aliajului.

Privite comparativ, curbele redate în figura 2 arată clar că cel mai mare volum de gaze se degajează din dextrină, iar cel mai mic, din lianţii cu autoîntărire (trulin şi fursatil).

Tot din această figură se mai observă că lianţii clasici (dextrina, uleiul de in, melasa şi leşia sulfitică) au viteză mare de degajare imediat după turnarea aliajului, în timp ce lianţii noi cu autoîntărire (trulinul, în special, şi fursatilul) au viteză de degajare mult mai mică imediat după turnare, gazeificarea liantului avînd loc abia la temperaturi ridicate, cînd pe suprafaţa piesei s-a format deja o crustă solidă.

Din analiza comparativă a lianţilor studiaţi rezultă că cel mai indicat liant este fursatilul, urmat de trulin. Aceşti lianţi cu autoîntărire asigură în plus şi o precizie dimensională mai ridicată a pieselor turnate, deoarece demularea se face după întărirea amestecului de formare.

Volumul gazelor degajate din miezuri crește cu procentul de liant, însă această creștere nu este liniară, așa cum se arată în figura 4.

Acest lucru se explică prin faptul că la creșterea procentului de liant scade conductivitatea termică a amestecului de formare, astfel că grosimea stratului ars din miez la contactul cu aliajul lichid scade cu creșterea procentului de liant.

Din analiza rezultatelor rezultă că cei mai indicați lianți, din punctul de vedere al volumului de gaze care se degajează la contactul cu aliajul lichid, sînt lianții cu autoîntărire (trulin și fursatil). Conținutul mai mic de gaze determinat prin metoda directă, la acești lianți, se datorează următoarelor cauze :

— conținutului total mai mic de gaze, care se degajează din acești lianți ;

— temperaturii de degajare mai ridicate a gazelor din acești lianți ;

— conductibilității termice mai mici a miezurilor cu acești lianți și, prin urmare, arderea liantului pe o grosime de perete mai mică a formei.

ÉTUDES COMPARÉES SUR LA CAPACITÉ DES LIANTS POUR FONDERIE DE DÉGAGER, AUX HAUTES TEMPÉRATURES, DES GAZ

On expose les résultats des études exécutées par méthode directe ou indirecte, portant sur la capacité des liants pour fonderie de dégager, aux hautes températures, des gaz. On a examiné non seulement les liants classiques (la dextrine, l'huile de lin, la mélasse, la lessive sulfitique), mais aussi les nouveaux liants à autodurcissement (le trulin et le fursatil). Ces résultats sont discutés et des conclusions sont tirées sur la qualité des différents liants et sur les possibilités de les utiliser pratiquement afin de réduire les soufflures dans les pièces coulées.

COMPARATIVE STUDIES ON FOUNDRY BONDING AGENT CAPACITY TO DEVELOP GASES AT HIGH TEMPERATURES

The paper presents results obtained by direct and indirect methods on foundry bonding agent capacity to develop gases at high temperatures. The paper deals as well with standard bonding agents : dextrine, linseed oil, molasses and sulphite liquor as with new, selfsolidifying, ones : truline and fursatile.

Results, presented in diagrams, are discussed and con clusions drawn regarding quality of different bonding agents, as well as practical utilization possibilities in view to reduce blister amount in cast pieces.

BIBLIOGRAFIE

[1] Sofroni L. *Studiul degajării gazelor din amestecul de formare și miezuire, la temperaturi înalte.* Metalurgia și Construcția de Mașini, nr. 5, 1959.

[2] Valisovschi I. V. și Medvedev Ia. I. *Încercările tehnologice ale amestecurilor de formare.* Editura tehnică, București, 1964.

CZ 539.319 : 543.422.8

Studiul roentgenografic al deformaţiilor produse de tensiunile interne de ordinul II

Fiz. L. STAICU
Institutul de cercetări metalurgice

Cunoaşterea tensiunilor interne din metale şi aliaje constituie un factor important în construirea şi exploatarea maşinilor, utilajelor, mijloacelor de transport, a construcţiilor metalice (în special a celor sudate) etc. [1], [4].

În lucrările cercetătorilor sovietici tensiunile interne sînt clasificate astfel:

- de ordinul I sau macrotensiuni, care se manifestă în întreaga piesă sau în cea mai mare parte a acesteia;
- de ordinul II sau microtensiuni, care se echilibrează în volumul cristalitelor sau al unei părţi a acestora;
- de ordinul III, care se localizează în domenii al căror ordin de mărime este egal cu mărimea celulei elementare.

Pe lîngă aceste trei grupe mai există o categorie de microtensiuni care, spre deosebire de cele de ordinul II, prin care se înţeleg microtensiuni neorientate, sînt similare celor din prima grupă deoarece sînt orientate şi apar roentgenografic la fel cu acestea.

Printre metodele de determinare a tensiunilor interne (mecanice, magnetice, dilatare termică, corodare etc.), analiza roentgenstructurală are un rol de frunte avînd următoarele avantaje: este nedistructivă; în general nu necesită epruvetă detensionată de referinţă; dă posibilitatea de cunoaştere a stării locale de tensiune din piesă (măsurătoarea se face pe o suprafaţă de cîţiva milimetri pătraţi); asigură posibilitatea de lucru la cald (deocamdată nu s-au făcut astfel de încercări).

Utilizarea metodei roentgenstructurale este limitată totuşi de o serie de inconveniente, ca: posibilitatea de a studia numai tensiunile superficiale; nu este aplicabilă la materiale cu granulaţie mare (acestea dau linii punctate), decît dacă se oscilează epruveta şi filmul, fapt care duce la complicaţii experimentale etc.

Experimental, macrotensiunile şi microtensiunile orientate sînt puse în evidenţă prin deplasarea liniilor pe roentgenogramă, ca urmare a faptului că forţa care acţionează provoacă mărirea sau micşorarea distanţei dintre planele atomice. Sensibilitatea metodei este bună: la o deplasare a liniei de 0,1 mm corespunde o tensiune de 2 — 3 kgf/mm², eroarea determinării fiind de ±5% [3], [4].

Microtensiunile neorientate (tensiunile de ordinul II) modifică distanţa interplanară însă fără o orientare definită faţă de forţa deformatoare şi, ca urmare, liniile roentgenogramei se lăţesc. Procesele în urma cărora apar aceste tensiuni (deformare plastică, încălziri şi răciri neuniforme, transformări structurale) duc adeseori şi la modificări ale structurii blocurilor de mozaic, iar lăţirea liniilor devine rezultatul acţiunii combinate a acestor doi factori. Trebuie semnalat faptul că deşi tensiunile microscopice sînt la o scară mult mai mică decît cele macroscopice, ele au o deosebită importanţă locală în structura cristalină. Astfel, la călire, tensiunile macroscopice nu depăşesc 70 kgf/mm², în timp ce acele de martensită formate în austenită creează tensiuni microscopice, de peste 170 kgf/mm² [6].

În sfîrşit, tensiunile de ordinul III provoacă micşorarea intensităţii integrale a liniilor, în special la ordinele ridicate de reflexie, precum şi înnegrirea fondului roentgenogramei, efecte ce pot fi aplicate prin deplasarea atomilor faţă de poziţiile lor de echilibru din reţea. Aceste tensiuni se determină prin fotometrarea şi măsurarea intensităţii integrale a liniilor aflate la unghiuri mari de reflexie.

În continuare se descrie metoda utilizată la I.C.E.M. pentru determinarea tensiunilor de ordinul II în ipoteza simplificatoare că lăţirea liniilor este condiţionată numai de aceste tensiuni*. Există posibilitatea separării influenţei celor doi factori asupra lăţimii liniilor ţinînd seamă de faptul că lăţirea apărută din cauza

* Prin lăţimea liniei se înţelege fie raportul dintre suprafaţa curbei fotometrice şi înălţimea maximă a curbei, fie lăţimea curbei la jumătatea înălţimii maxime a acesteia (fig. 2); noţiunile coincid dacă curba are aspect triunghiular [7].

mărunțirii blocurilor de mozaic depinde nu numai de unghiul de reflexie θ (ca și lățirea provocată de microtensiuni) ci este funcție și de lungimea de undă a radiației de lucru.

În literatură [8] se arată că pentru separarea mai precisă a contribuției acestor factori se recomandă alegerea unor linii cît mai depărtate între ele deoarece cu cît $\sqrt{h^2 + k^2 + l^2}$ (unde h, k, l sînt indicii lui Miller) este mai mare cu atît lățirea liniei va fi condiționată mai mult de tensiunile de ordinul II și mai puțin de mărunțirea blocurilor. Astfel, în cazul oțelurilor feritice se aleg liniile (110) și (220) care corespund reflexiilor de diferite ordine pe același plan cristalografic. Utilizarea acestor linii permite evitarea obținerii unor valori eronate ale tensiunilor de ordinul II ca urmare a mărimii diferite a blocurilor în diverse direcții cristalografice. Metodele folosite pentru determinarea lățimii liniilor și a contribuției separate a factorilor care concură la aceasta, de exemplu analiza armonică, metoda integrală etc. sînt însă laborioase și au diferite particularități de la un cercetător la altul, astfel încît rezultatele obținute sînt în mică măsură comparabile.

Încercările efectuate, care au avut un accentuat caracter orientativ de verificare a posibilităților metodei și a aparaturii existente la ICEM, s-au referit la un oțel inoxidabil Cr-Mn-Ni-N cu 0,1% C; 8–10% Mn; 17–19% Cr; 3,5 – 4,5% Ni și 0,25% N. Probele pregătite sub forma unor șlifuri metalografice cu suprafața lustruită electrolitic au avut următoarea stare de tratament : probă etalon (detensionată) călită de la 1 250°C (3 h) în apă; probă tensionată, obținută prin forjare. Pentru expunere s-a folosit metoda inversă sau a filmului plan, a cărei schemă se arată în figura 1.

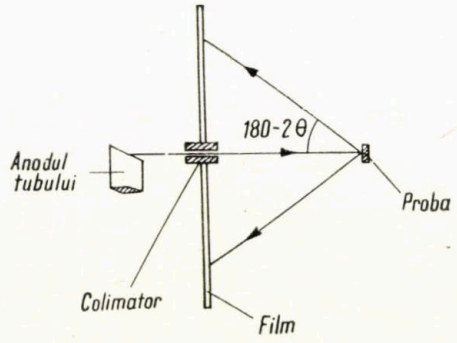


Fig. 1

S-a utilizat radiația $Fe_{K\alpha}$ la 30 kV cu filtru de Mn. Întrucît s-a lucrat cu un oțel austenitic (oțelul are numai cîteva procente de ferită) s-a ales pentru expuneri linia austenitei situată la unghiul $\theta = 69°$. Această linie s-a obținut pe film la o rază $R = 64{,}5$ mm, distanța probă-film fiind $A = 71{,}2$ mm. Cum $\lambda = 1{,}93$ Å a rezultat, din formula lui Bragg, $d/n = 1{,}03$ Å care este linia (222) a austenitei. Cu ajutorul formulei $A = \frac{R}{\operatorname{tg}(180 - 2\theta)}$ s-a calculat unghiul θ, găsindu-se valoarea de 69°. Fotometrarea roentgenogramelor s-a realizat cu ajutorul unui fotometru înregistrator. Curbele fotometrice sînt reprezentate în figura 2.

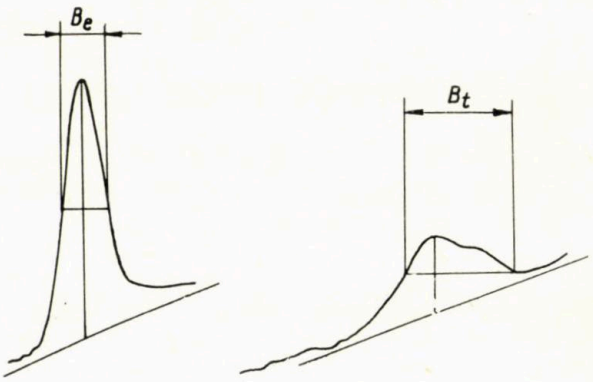


Fig. 2

Din curbele fotometrice s-au determinat lățimile respective : $B_e = 7$ mm; $B_t = 17$ mm.

Lățimea liniei, ΔB, se calculează cu formula :

$$\Delta B = \frac{\sqrt{B_t^2 - B_e^2}}{4\,\alpha}.$$

$\Delta B = 0{,}75$ mm deoarece $\alpha = 5{,}13$ constanta fotometrului (raportul dintre viteza deplasării hîrtiei fotometrice și cea a filmului).

Calculul deformației $\frac{\Delta a}{a}$ (a fiind parametrul rețelei cristaline), în ipoteza că numai microtensiunile au provocat lățirea liniei, s-a efectuat astfel :

$$\frac{\Delta a}{a} = \frac{\Delta\theta}{\operatorname{tg}\theta}, \quad \text{iar} \quad \Delta\theta = \frac{\Delta B}{A}\cos^2 2\theta.$$

Înlocuind valorile rezultă $\Delta\theta = 5{,}5 \times 10^{-3}$ grade deci deformația probei forjate față de cea călită este $\frac{\Delta a}{a} = 2{,}1 \times 10^{-3}$.

Aceste prime rezultate permit să se afirme că metoda roentgenografică de cercetare a deformațiilor produse de tensiunile de ordinul II este aplicabilă și în condițiile existenței unei aparaturi inferioare față de difractometrul cu contori de ionizare, monocromatorul de radiații etc.

Valoarea deformației astfel obținute, deși relativă (determinată față de etalon), contribuie la cunoașterea mai profundă a fenomenelor legate de transformările de structură care au loc în cursul deformării plastice și al tratamentului termic al oțelului.

L'ÉTUDE ROENTGENOGRAPHIQUE DES DÉFORMATIONS PROVOQUÉES PAR LES TENSIONS INTERNES DE DEUXIÈME ORDRE

On donne la classification des tensions internes et on décrit leur apparition sur les roentgenogrammes.

On examine les modalités du travail par ,,la méthode inverse" et l'interprétation du film obtenu : le calcul de la largeur des lignes et celui des déformations provoquées par les tensions de deuxième ordre.

Cette méthode, quoique relative, permet d'obtenir des informations précieuses sur la structure des cristaux.

X-RAY STUDY OF DEFORMATIONS DUE TO SECOND DEGREE INTERNAL STRESSES

The paper presents internal stress classification and aspect on roentgenograms.

„Reverse" investigation method and final film interpretation are described : indexing, line width and second degree stress deformation reckoning.

The method, though relative, leads to precious informations, regarding crystalline structure characterization.

BIBLIOGRAFIE

[1] Bolstad D. A., Davis R. A., Quist W. E. şi Roberts E. C. Metall Progress, nr. 1, vol. 84, 1963, p. 88—92.

[2] *** *Metallovedenie i termiceskaia obrabotka stali i ciuguna.* Spravocinic. Sub red. Gudţov N. T., Bernstein M. L. şi Rahstadt A. J. Metallurghizdat, Moscova, 1956.

[3] Kacianov N. N. şi Mirkin L. I. *Rentgenostructurnti analiz.* Maşghiz, Moscova, 1960.

[4] Guinier A. *Théorie et technique de la Radiocristallographie.* Dunod, Paris, 1956.

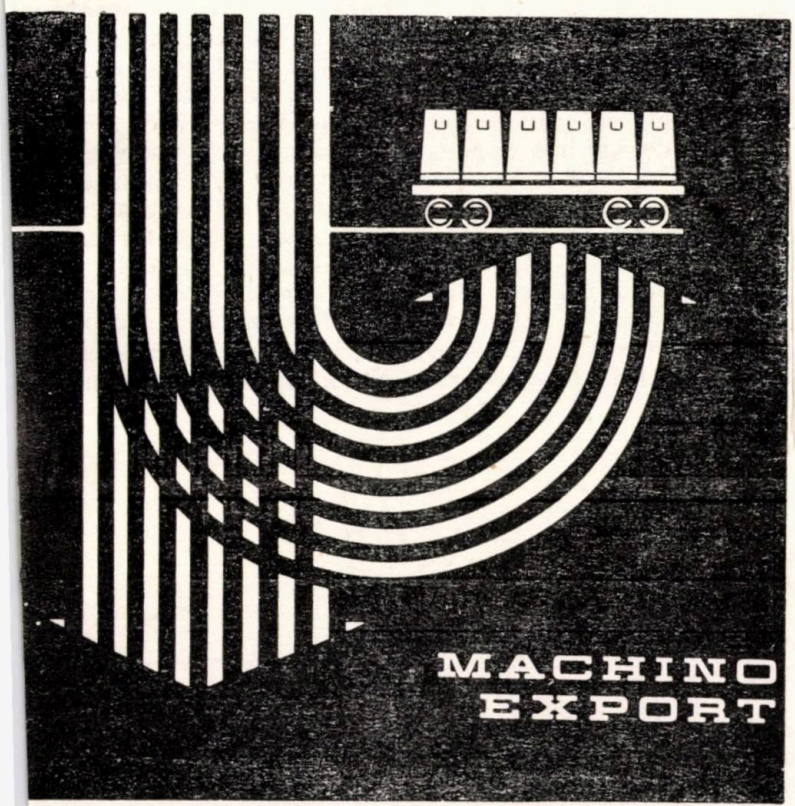
[5] Barrett C. S. *Structure des métaux.* Dunod, Paris, 1957.

[6] Grenier P. *Métaux corros. inds.* nr. 497, 1967, p. 31—47.

[7] *** *Rentgenografiia v fiziceskom metallovedenii.* Sub red. Iu. A. Bagariaţkii Metallurghizdat, Moscova, 1961.

[8] Golovciner I. M. Zav. Lab. 26, nr. 4, 1960, p. 431—444.

[9] Gorelik S. S., Rastorguev L. N. şi Skakov Iu. A. *Rentgenograficeskii i electronograficeskii analiz metallov.* Metallurghizdat, Moscova, 1963.



V/O „MAŞINOEXPORT"

- Vă propune spre livrare pentru anii 1968-1970 lingotiere pentru turnarea lingourilor din oţel calmat şi necalmat de orice greutate (0,5—25 tone).
- Lingotierele pot fi produse atît pe baza proiectelor beneficiarului, cît şi pe baza proiectelor executantului.

Vă rugăm să adresaţi comenzile dvs. pe adresa :

V/O Maşinoexport
U.R.S.S., Moscova, V—350
Mosfilmovskaia 35
Telex : 170

CZ 669.14.018.8-14 : 621.65

Turnarea pieselor pentru pompe din oţel inoxidabil 18/8

Ing. R. ALISTAR
Uzina de pompe – Bucureşti

Din familia de pompe destinate industriei chimice o grupă importantă o formează cele executate din oţelurile înalt aliate cu nichel şi crom de tipul 18/8, cunoscute sub denumirile comerciale de V2A, V4A, Ni-rosta etc. pentru excepţionala lor rezistenţă la coroziune.

Obţinerea unor piese corespunzătoare din punctul de vedere al aspectului, al compactităţii, precum şi al rezistenţei la coroziune depinde de o serie de factori dictaţi de proprietăţile acestor oţeluri.

Astfel, prezenţa în structură a carburilor de crom sub formă de reţea intercristalină reduce substanţial rezistenţa la coroziune a oţelului prin sărăcirea în crom a masei metalice de bază (sub limita critică de 11,7% Cr); sub acţiunea mediului coroziv poate apărea coroziunea intercristalină.

Acest fenomen poate fi evitat prin: călirea materialului pentru obţinerea structurii austenitice omogene; menţinerea conţinutului de carbon sub 0,07%; aliere cu elemente care formează cu uşurinţă carburi (titan, niobiu), astfel încît masa metalică de bază să nu fie sărăcită în crom.

Rezistenţa la coroziune, în special la acid sulfuric, la derivaţii clorului şi la acizii organici, creşte prin adaos de molibden, precum şi dacă se adaugă o cantitate relativ mică de cupru (de ordinul 1,5%).

La proiectarea pieselor turnate sînt valabile aceleaşi prescripţii ca la orice piesă de oţel, cu observaţia că, în cazul oţelului înalt aliat, datorită contracţiei mari, de 2%, sensibilitatea la retasură este mult mai mare, deci trebuie să se evite pe cît posibil apariţia nodurilor termice, iar dacă aceasta nu este practic posibil, datorită construcţiei piesei, nodurile termice trebuie eliminate cu maselote suficient de mari. Cu răcitori interni nu se obţin rezultate bune deoarece, pe lîngă posibilitatea impurificării materialului de bază, cel mai mic deranjament la montarea lor poate duce la efecte contrare. Din experienţa uzinei în privinţa turnării pieselor pentru pompe (capace, rotoare şi carcase) se recomandă ca piesele plane să se toarne în miezuri aşezate vertical, cu alimentare în sifon şi cu o maselotă în partea superioară (fig. 1).

La piesele cu nervuri sau palete, cum este cazul rotorilor, cele mai bune rezultate s-au obţinut prin turnarea lor în poziţie orizontală, cu paletele în jos, alimentarea realizîndu-se central prin butucul rotorilor (fig. 2). În ceea ce priveşte carcasele de pompe, acestea, datorită formelor relativ complicate, necesită un maselotaj puternic pe fiecare nod termic în parte.

Piesele se toarnă în forme uscate, dat fiind sensibilitatea oţelului 18/8 faţă de umiditate. De o foarte mare importanţă în acurateţea suprafeţelor pieselor este *p*H-ul amestecului de formare. Încercările efectuate au arătat că rezultate pozitive se obţin numai cu un *p*H superior lui 8. Pentru valori mai mici ale acestuia se obţin, pe suprafaţa pieselor, defecte de turnare denumite „fagure" (DT 294 — STAS 782-65).

Pentru obţinerea *p*H-ului dorit, se adaugă în amestecul de formare o soluţie de hidroxid de sodiu sau de carbonat de sodiu.

Amestecul de formare preparat cu silicat de sodiu, căruia i s-a modificat *p*H-ul, dă rezultate bune la formare; totuşi piesele se curăţă greu, după curăţarea mecanică fiind necesară o curăţare chimică. Pentru evitarea acestui incovenient se foloseşte un amestec format din 50% nisip de Văleni de Munte, 50% nisip de Aghireş spălat, 6% caolină, 2% novolac şi 5% apă. Amestecul, preparat în malaxoare obişnuite, permite o formare uşoară, are o bună rezistenţă mecanică, iar după turnare, prin simpla lovire cu ciocanul, cade de pe piesa turnată. Rezultate foarte bune s-au obţinut şi prin vopsirea formei cu produsul FOSECO, „Moldcote 33". Acest produs, care are la bază oxid de zirconiu, se prepară prin

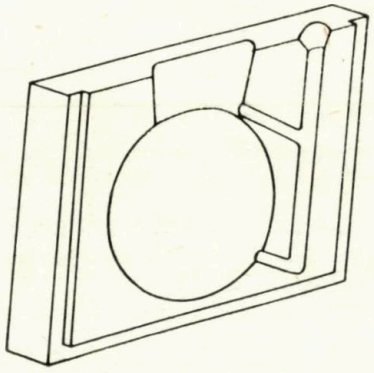


Fig. 1

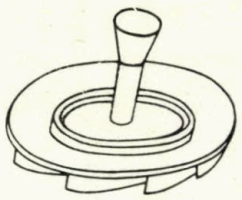


Fig. 2

amestecare cu alcool tehnic, apoi se depune pe forme și miezuri cu ajutorul unei pensule și se dă foc.

În practică, oțelurile inoxidabile de tipul 18/8 conțin 18—21% Cr și 8—11% Ni, conținutul lor de carbon clasificîndu-le în trei grupe, și anume: < 0,12% C; < 0,07% C și < 0,03%C.

Aceste oțeluri se elaborează numai în cuptoare electrice. Uzina de pompe dispune de un cuptor cu arc de tip Héroult, cu o capacitate de 0,5 t. Pentru obținerea unui conținut de carbon sub 0,07%, este necesar să se lucreze cu maximum 40% deșeuri de oțel 18/8. Încărcătura trebuie selecționată cu multă grijă. Ea este formată din 32% fier vechi, 5% fontă nouă, 38% deșeuri de oțel inoxidabil, 14% ferocrom 0000, 8% sinter 80%, 1,7% ferosiliciu 75% și 1,3% Mn metalic.

Inițial se încarcă fierul vechi, fonta nouă, sinterul și 2% var. Se face topirea, apoi fierberea, cu circa 2% minereu de fier, pînă se ajunge la un carbon sub 0,03%. Fierberea este ajutată încă din timpul topirii, datorită oxidului de nichel (sinter).

Deșeurile de oțel 18/8, precum și celelalte elemente de aliere (ferocrom 0000, ferosiliciu și mangan metalic) se adaugă sub zgură albă, materialele fiind încălzite puternic în prealabil.

De o mare importanță este evitarea supraîncălzirii băii metalice. Temperatura acesteia nu trebuie să depășească 1 550°C deoarece, cu cît crește temperatura, cu atît absorbția de gaze de către materialul lichid este mai mare. Pentru determinarea stării de gazare a materialului se ia o probă de contracție la cochilă, precum și o probă de fluiditate. Numai după ce se constată că aceste probe sînt corespunzătoare, se golește cuptorul în oale de turnare, care trebuie să fie bine uscate și încălzite la roșu.

Temperatura la începutul turnării trebuie să fie de circa 1 460°C; o temperatură mai ridicată duce la un oțel mai gazat și chiar la pericolul de apariție a retasurilor și a crăpăturilor, iar o temperatură prea coborîtă, la umplerea incompletă a formelor.

După turnare se recomandă ca piesele să fie imediat dezbătute, pentru o răcire cît mai rapidă.

Călirea pieselor de oțel inoxidabil constituie (pe lîngă respectarea compoziției chimice) mijlocul cel mai eficace de evitare a apariției carburilor libere. Piesele de oțel 18/8 se călesc prin încălzire la 1 050 — 1 100°C, urmată de răcire în apă. Pentru piese cu grosimi de 4—12 mm, timpul de încălzire este de 30 min, iar pentru 12—25 mm, timpul se majorează la 60 min. După călire, rezistența la tracțiune a oțelurilor de tipul 18/8 variază între 60 și 80 kgf/mm², limita de curgere este între 30 și 40 kgf/mm², iar alungirea între 30 și 40%.

În general, aceste oțeluri au caracteristici mecanice bune la temperaturi joase, de unde și denumirea de oțeluri tenace la rece. În plus aceste oțeluri sînt nemagnetice și se pot suda bine, motiv în plus pentru larga lor răspîndire în construcția utilajelor chimice.

LA COULÉE DES PIÈCES POUR POMPES EN ACIER INOXYDABLE 18/8

Une importance spéciale doit être accordée, durant le processus technologique d'exécution des pompes en acier 18/8, utilisées dans l'industrie chimique, à l'élaboration de l'acier; celui-ci contiendra 0,07%C au maximum, le chrome et le nickel dans les limites prescrites et le soufre ou le phosphore dans une proportion de 0,02% au maximum. L'alliage de l'acier a lieu sous laitier blanc, les matériaux de l'alliage étant chauffés lors de l'introduction dans le four électrique à une température de 900°C au moins.

La position des pièces pendant la coulée doit être telle que l'alimentation des noeuds thermiques par masselottes directes puisse être assurée. Étant donné que la qualité des surfaces a une importance particulière, tant en ce qui concerne la résistance à la corrosion que pour le rendement de la pompe, elle sera obtenue en employant des teintures réfractaires ou bien des sables de moulage spéciaux. On doit surtout surveiller la coulée des pièces et la température de cette coulée. Après la coulée, le traitement thermique pour la trempe des pièces est obligatoire.

Les défauts de coulée peuvent être remédiés par soudage, en utilisant des électrodes de même composition, mais cela a une influence défavorable sur la résistance du matériau à l'action des agents chimiques.

18/8 STAINLESS STEEL PUMP PART CASTING

During pump manufacturing process from 18/8 steel for the chemical industry, a great importance devolves upon elaboration of steel, which must contain a maximum of 0.08% C, chromium and nickel within specified limits.

Alloying is performed only under white slag, materials being at least 900°C heated before introducing into electric furnaces.

Casting position of parts is to be choosen so as to ensure thermal point feeding supply by direct feeding heads. Surface quality having great importance as regards corrosion resistance and pump performance, the former can be obtained by refractory paint as well as special moulding mixture utilization. A particular attention has to be paid to part casting and especially to casting temperature. After casting, quenching is obligatory.

Parts presenting casting defects might be weld-restored using electrodes with identical compozition, the proceeding having though a negative influence on the material's resistance against chemical agents.

CZ 669.14.018.291.3 : 621.771.2

Laminarea oţelului beton PC 90 la uzina „Laminorul" — Brăila

Ing. P. MORARU şi ing. V. MALSCHI
Uzina „Laminorul" – Brăila

În ultimii ani, în ramura construcţiilor, în vederea economisirii metalului, s-au efectuat studii şi experimentări pentru utilizarea unor noi tipuri de oţel beton cu caracteristici mecanice superioare şi forme geometrice noi (fig. 1).

Pînă în prezent au fost asimilate în fabricaţie oţelurile beton de tip PC 52 şi PC 60, care, datorită limitei de curgere ridicate, înlocuiesc cu succes şi economic oţelurile beton obişnuite, de marca OL 38. De curînd s-au experimentat trei noi mărci de oţel pentru elementele de beton precomprimat de tip PC 90 care prezintă caracteristici mai avantajoase faţă de oţelurile PC 52 şi PC 60.

Mărcile de oţel care au fost folosite în această experimentare s-au denumit: 65 SM 12 I, 65 SM 12 II şi 60 VM 10; compoziţia lor chimică este dată în tabela 1.

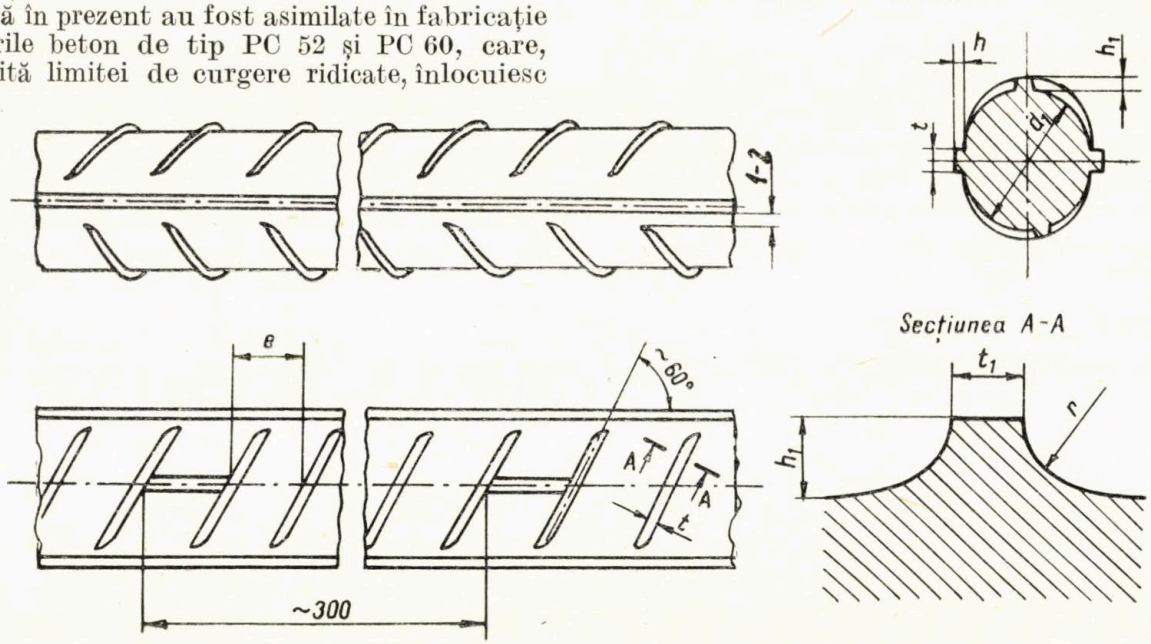


Fig. 1

S-a experimentat oţel beton cu diametrul de 12, 14, 16 şi 25 mm, ţaglele folosite avînd secţiune pătrată şi dimensiunile 65 × 65 × × 1 500 mm. Aceste dimensiuni au fost încer-

Tabela 1

Marca de oţel	C, %	Mn, %	Si, %	S, %	P, %	V, %	Al, %
65 SM 12 I	0,60–0,70	0,90–1,30	1,00–1,40	max. 0,05	max. 0,05	–	–
65 SM 12 II	0,60–0,70	0,90–1,30	1,00–1,40	max. 0,05	max. 0,05	–	0,08–0,12
60 VM 10	0,50–0,65	0,90–1,20	0,20–0,50	max. 0,05	max. 0,05	0,08–0,12	–

cate în două variante ale formei profilului, și anume, după forma geometrică a profilului PC 60 standardizat și a celui îmbunătățit (aceasta din urmă cu nervurile elicoidale neintersectate cu cele longitudinale), conform figurii 1.

Laminarea profilelor cu diametre de 16 și 25 mm a decurs în mod normal cu productivitate corespunzătoare fazei de experiență și cu indici de calitate satisfăcători.

În schimb, laminarea oțelului cu diametre de 12 și 14 mm nu s-a desfășurat în condiții

Tabela 2

Marca de oțel	Diametrul, mm	Caracteristicile mecanice							
		Forma profilului: standardizat / îmbunătățit							
		σ_r, kgf/mm²		σ_c, kgf/mm²		δ_5, %		δ_{10}, %	
		max.	min.	max.	min.	max.	min.	max.	min.
65 SM 12 I	12	99,6	97	69,5	65,3	—	—	16,8	13,3
		105,3	96,5	73	65	21	18,6	16,4	14,9
	14	98	95,6	63,5	61	19,1	17,5	15,6	12,7
		99,7	95,7	65,6	63	24,8	18,8	16,4	11,7
	16	97	94,8	61,7	60	17,2	—	13	12
		97,4	95,5	62,5	60,3	18,2	16,9	15,2	14,2
	25	99,4	91,2	60	56	—	—	—	—
		99,7	96	59,2	56,4	14,6	13	—	—
65 SM 12 II	12	109,5	103,2	70,7	66,3	19,7	16,7	14,4	10
		111,5	97,5	76,5	70	20,7	19	17,3	13,1
	14	110	107	68	66	18,7	16,3	14,2	11,8
		109,5	106,5	69,2	68	20,2	18,1	15,1	13,2
	16	107,8	104,8	65,6	64	16,8	16,5	11,6	—
		109,5	103,5	70	65,8	20,8	18,5	13,7	—
	25	107,2	106	64	62,3	13,9	12,3	—	—
		112,1	107,4	65,8	64	14,3	11	—	—
60 VM 10	12	106,4	102,2	81	77,3	21	17,4	15,2	14,5
		104,7	102	83	79,6	21	13,3	15,8	14,3
	14	102,6	100	76,8	75,5	19,4	19,1	14,3	12,5
		104	98,8	79	76,4	21,4	19,4	13,6	13,5
	16	100,3	96,5	75,7	70	—	—	13,6	—
		101,3	100	75	73	19,6	18,4	13,8	—
	25	106,2	99,6	74	69,5	13,8	10	—	—
		105,1	94,4	76,1	71,7	13,9	12,2	—	—

Observație: Rezistența de rupere și limita de curgere s-au calculat prin raportarea forței de rupere, respectiv a celei de curgere, la secțiunea determinată prin cîntărirea epruvetelor.

mulţumitoare datorită lungimii firului, care a întrecut lungimea patului de răcire, necesitînd buclarea produsului la ieşirea din calibrul finisor; aceasta s-a executat cu mari greutăţi, avîndu-se în vedere duritatea ridicată a ma-

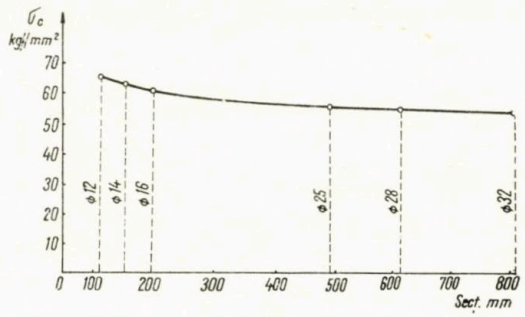


Fig. 2

terialului; la aceasta s-au adăugat şi rebuturi în cantităţi mari (cca. 14%).

Cu toate că forma profilului la cele două diametre (12 şi 14) a corespuns din punct de vedere geometric totuşi, ţinînd seama de inconvenientele ivite la laminare, aceste profile nu pot fi asimilate în uzina „Laminorul" — Brăila în condiţiile utilajului existent în momentul de faţă.

Pentru a stabili condiţiile de folosire a profilelor laminate în construcţiile din beton armat s-au efectuat o serie de încercări şi determinări de caracteristici în funcţie de calitatea oţelului şi dimensiuni pe un număr de 5—10 epruvete distincte. Din rezultatele obţinute se redau, în tabela 2, valorile maxime şi minime pentru rezistenţa la rupere, limita de curgere şi alungirea relativă.

Probele de îndoire au fost efectuate la un unghi de 90° pe dorn avînd diametrul de 3 ori diametrul epruvetelor. Diametrele de 12 şi 14 mm au dat rezultate satisfăcătoare, iar cele de 16 şi 25 mm au prezentat fisuri începînd de la un unghi de 45°. În urma acestor rezultate s-a mărit diametrul dornului de îndoire la de 4 ori diametrul probei pentru diametrele de 16 şi 25 mm, rezultatele în această situaţie fiind corespunzătoare.

Analizîndu-se caracteristicile mecanice prezentate în tabela 2, rezultă că rezistenţa de rupere la marca de oţel 65 SM 12 II este superioară celorlalte mărci, în timp ce limita de curgere are valorile cele mai mari la marca de oţel 60 VM 10. Din acest punct de vedere este avantajoasă folosirea acestei mărci de oţel însă, datorită alierii oţelului cu vanadiu, preţul de revenire este mai ridicat cu circa 30% faţă de celelalte două mărci.

De asemenea, se observă că limita de curgere scade o dată cu creşterea diametrului oţelurilor laminate.

Pentru stabilirea unei valori minime şi la dimensiunile ce nu au fost experimentate, s-a trasat o curbă a variaţiei limitei de curgere în funcţie de secţiune, care este redată în figura 2.

Se constată că, în general, caracteristicile mecanice ale profilelor laminate cu formă îmbunătăţită (cu nervurile elicoidale neintersectate cu cele longitudinale) sînt mai ridicate.

Concluzii. În urma laminării experimentale se pot deduce următoarele:

— laminarea profilelor PC 90 în diametre de 16—32 mm este posibilă în condiţiile actuale la Laminorul II al uzinei „Laminorul"—Brăila;

— caracteristicile mecanice minime corespund proiectului de revizuire a STAS 438-61, cu excepţia limitei de curgere care, la dimensiuni peste 20 mm, scade pînă la 53 kgf/mm² (în condiţiile de răcire actuale).

LE LAMINAGE DE L'ACIER BÉTON PC 90 À L'USINE „LAMINORUL" DE BRAÏLA

L'article présente les caractéristiques de trois marques d'acier : 65 SM 12 I, 65 SM 12 II et 60 VM 10 qui ont été éprouvées à l'usine „Laminorul" de Braïla, afin de mettre au point le laminage de l'acier béton PC 90.

PC 90 STRUCTURAL STEEL ROLLING IN PLANT „LAMINORUL" — BRĂILA

The paper presents characteristics of three steel qualities : 65 SM 12 I, 65 SM 12 II and 60 VM 10, which were tested in plant „Laminorul" — Brăila in view of PC 90 structural steel rolling.

CZ 621.783 : 669.041.222

Unele consideraţii privind exploatarea generatoarelor şi a cuptoarelor de tratament termic în atmosferă endotermă

Ing. A. TEODORESCU
Uzina mecanică fină – Sinaia

Atmosferele endoterme sînt larg utilizate ca gaz purtător pentru cementare, carbonitrurare, cementare omogenă, precum şi pentru călirea în atmosferă controlată a oţelurilor cu conţinut mediu şi ridicat de carbon.

Generatorul endoterm este unanim recunoscut ca un utilaj relativ simplu pentru producerea gazului, fără să necesite instalaţii de purificare chimică şi turnuri de uscare.

Generatorul endoterm poate fi condus de orice muncitor calificat, deoarece compoziţia chimică a atmosferei se reglează automat de către un aparat care determină fie conţinutul de umiditate, respectiv punctul de rouă, fie conţinutul de bioxid de carbon.

Cu toate aceste avantaje tehnice, în exploatarea generatoarelor endoterme apare o serie de deficienţe care creează variaţii mari ale compoziţiei gazului produs, cu repercusiuni directe în procesul de lucru din cuptoare şi chiar deranjamente cu întreruperi relativ dese ale generatoarelor.

Elucidarea acestor cazuri necesită o analiză mai atentă a unor procese care au loc în generator sau în cuptor.

Se cunoaşte reacţia chimică generală dintr-un generator endoterm cu amestec de aer şi metan:

$$2\,CH_4 + O_2 + 3{,}8\,N_2 \rightarrow 2\,CO + 4H_2 + 3{,}8\,N_2 \qquad (1)$$

Aceasta are la bază o serie de reacţii care prezintă deosebită importanţă în înţelegerea necesară a fenomenelor pentru o exploatare cît mai raţională.

În prima fază o parte din metan arde cu întreaga cantitate de oxigen din aerul introdus în retortă:

$$CH_4 + 2\,O_2 \rightarrow CO_2 + 2\,H_2O \qquad (2)$$

În faza a doua restul de metan reacţionează cu produsele de ardere:

$$CH_4 + CO_2 \rightarrow 2\,CO + 2\,H_2 \qquad (3)$$

$$CH_4 + H_2O \rightarrow CO + 3H_2 \qquad (4)$$

În afară de acestea se mai produce şi reacţia:

$$CO + H_2O \rightleftarrows CO_2 + H_2, \qquad (5)$$

numită şi reacţia gazului de apă, care are deosebită importanţă în stabilirea echilibrului reacţiilor.

Din cele arătate se observă că CO şi CH_4 sînt sursele posibile de creştere a potenţialului carbonic, iar o dată cu creşterea conţinutului unuia din aceşti doi componenţi, scade conţinutul de CO_2 şi H_2O, lucru ilustrat prin reacţiile (3) şi (4).

Practica din ultimii zece ani a dovedit că un sistem gazos care conţine CO_2, CO, H_2, CH_4 şi H_2O cu sau fără N_2 ca diluant poate fi adus în echilibru cu orice concentraţie dorită de carbon în oţel la temperatura necesară unui anumit proces, folosind ca element de control numai conţinutul de CO_2 sau H_2O.

Pe baza acestor considerente se poate afirma că procesul de lucru într-un generator endoterm se reglează şi se controlează relativ uşor. Apar totuşi cazuri în care generatorul nu mai poate fi reglat pentru o anumită compoziţie; atmosfera produsă la analiză arată un punct de rouă sau de CO_2 foarte ridicat, chiar cu un adaos important de metan. Acest defect este de multe ori însoţit de o scădere a debitului generatorului şi de încălzirea compresorului de amestec aer-metan.

Cercetînd interiorul retortei se constată o cantitate mare de negru de fum depusă pe suprafaţa catalizatorilor, uneori formînd un pat aproape compact la baza retortei împreună cu o cantitate de catalizatori dezintegraţi şi înglobaţi în masa de negru de fum.

Acest defect se datorează unui exces de metan sau deplasării spre stînga a echilibrului reacţiei lui Bell sau Boudouard :

$$CO_2 + C \rightleftarrows 2\,CO \qquad (6)$$

În cazul unui exces de metan, acesta la temperaturile ridicate din retortă se descompune :

$$CH_4 \rightarrow C + 2\,H_2, \qquad (7)$$

rezultînd carbon, care neavînd cu ce se com. bina se precipită sub formă de negru de fum

Excesul de metan poate fi determinat de mai multe cauze :

— lipsa unui stabilizator de presiune înainte de introducerea metanului în pompa de amestec ;

— un amestec prea bogat în metan pentru a obţine o atmosferă cu un punct de rouă cît mai scăzut.

Chiar dacă amestectul aer-metan s-a reglat iniţial la o valoare corespunzătoare, se poate ca pentru o perioadă de timp să crească presiunea şi deci şi debitul în conducta de alimentare cu metan, atunci cînd din aceeaşi conductă se racordează mai mulţi consumatori fără a intercala între acest punct de alimentare şi generator un stabilizator de presiune.

În lipsa acestui stabilizator este posibil să apară, invers, un amestec mai sărac, deci o atmosferă cu un punct de rouă ridicat.

Folosirea unui amestec prea bogat în metan este total greşită, deoarece pentru cazul cînd în producţie este necesar un punct de rouă scăzut, mult mai simplu este să se introducă în cuptor o anumită cantitate de metan.

Metanul reduce punctul de rouă reacţionînd cu vaporii de apă conform reacţiei (4). Introducerea de metan măreşte potenţialul carbonic atît prin reducerea punctului de rouă, cît şi prin producerea carbonului activ direct pe suprafaţa pieselor prin cracare conform reacţiei (7). Potenţialul carbonic al atmosferei va fi, în acest caz, mai mare decît cel prezentat în diferite diagrame de echilibru ale punctelor de rouă.

O exploatare raţională a generatoarelor endoterme, practicată de atelierele de tratament termic ale unor firme cu experienţă, arată că valoarea optimă a punctului de rouă este de 25 — 32°F. Aceasta corespunde atît pentru o bună exploatare a generatoarelor, cît şi pentru tratamente termochimice foarte pretenţioase.

La stabilirea cantităţii de metan care se introduce în atmosfera endotermă, trebuie să se ţină seama de suprafaţa totală a şarjei de carburat şi de condiţiile cuptorului. Regula generală este de a se adăuga metan pînă exact sub valoarea în care s-ar forma negru de fum pe piesele cementate.

Negrul de fum va fi nu numai cauza curăţării foarte dificile a pieselor, dar va reduce viteza de absorbţie şi difuziune a carbonului, lucrînd ca un izolator care împiedică carbonul activ să vină în contact cu suprafaţa pieselor.

Cantitatea de hidrocarbură ce se adaugă, de obicei, la începutul ciclului de cementare, este de 5 — 10% metan, 3 — 4% propan sau 1 — 2% butan.

Pentru a se obţine un conţinut precis de carbon la suprafaţă, se foloseşte pe scară largă o metodă care constă în aplicarea unui ciclu de carburare urmat totdeauna de o perioadă de difuziune. În cuptoarele cu cameră această operaţie se face manual prin suprimarea alimentării cu hidrocarbură de îmbogăţire, rămînînd în spaţiul de lucru numai atmosfera produsă de generator, care are un anumit punct de rouă reglat în limite precise.

Astfel, o parte din carbonul în exces din stratul cementat va difuza în interior către miez, iar o parte va difuza în exterior către atmosfera cuptorului care are acum un conţinut de carbon mai redus decît al stratului de cementare. Echilibrul se stabileşte atunci cînd conţinutul de carbon din stratul cementat va fi egal cu conţinutul de carbon al atmosferei cuptorului.

De obicei se urmăreşte să se coboare conţinutul superficial de carbon sub 1% şi aceasta se poate face prin menţinerea punctului de rouă al gazului purtător endoterm la 20—25°F pentru cazul cînd procesul de difuziune se execută la 900°C. Dacă difuziunea se efectuează la 870°C, desigur, punctul de rouă trebuie să fie mai ridicat, adică de 25—30°F.

La cuptoarele cameră se mai poate folosi şi o altă variantă care constă din utilizarea unei atmosfere endoterme de la generator cu un punct de rouă de 20—25°F şi îmbogăţirea acestei atmosfere cu hidrocarburi de-a lungul întregului ciclu ; se urmăreşte a se obţine un conţinut de carbon sub cel de saturare a austenitei în stratul de cementare. La acest procedeu nu se utilizează nici un ciclu de difuziune.

Şi în cazul cuptoarelor continue este necesar să se utilizeze o atmosferă de generator cu punct de rouă mai ridicat. În cuptoarele moderne, continue, cu împingător, sfîrşitul fiecărei zone este zidit pînă aproape de tavan în aşa mod, încît poziţia atmosferei poate fi mai mult sau mai puţin delimitată în aceste zone.

Atmosfera în fiecare zonă este distribuită independent aşa încît potenţialul de carbon poate fi variat pentru fiecare zonă.

O anumită cantitate de atmosferă cu potenţial ridicat de carbon se va strecura dintr-o zonă într-alta în punctul unde zonele sînt adîncite, dar dacă cuptorul este proiectat lung şi strîmt, cu patru sau cinci zone, în loc să fie scurt şi larg, şi numai cu două zone, se va putea

obține o diferență considerabilă între potențialul de carbon din zona finală și din prima zonă a cuptorului. Mai mult, cuptoarele continue moderne au ventilatoare de recirculație în fiecare zonă, pentru a evita stagnarea atmosferei în jurul pieselor.

Cu cît piesele sînt așezate mai des, cu atît circulația atmosferei se realizează mai greu și apar neuniformități în grosimea stratului la diferite piese din aceeași șarjă. Este foarte util ca atmosfera să circule pentru ca aparatele de control să indice corect compoziția atmosferei din cuptor, în special pentru potențialul de carbon.

Dacă, de exemplu, se controlează manual un cuptor continuu modern cu patru zone, gazul purtător endoterm, cu un punct de rouă de 20°F, va fi măsurat în mod egal de către debitmetrele din cele patru zone. Primele două zone vor fi considerate zonele de cementare, în care se va introduce și metan prin debitmetre amplasate în ambele zone. În aceste zone se va lucra în mod normal la 900°C; zona a treia, în care se menține temperatura de 900°C, va fi considerată ca zonă de difuziune, pentru a scădea conținutul de carbon din stratul cementat la valoarea dorită. În această zonă nu se va adăuga metan. În zona a patra se va lucra la temperaturi de 780—840°C pentru a asigura reducerea corespunzătoare a temperaturii pieselor în vederea călirii. Nici în această zonă nu se va introduce metan. De fapt, se poate adăuga o cantitate mică de aer pentru a se ridica punctul de rouă.

Trebuie acordată o mare atenție compoziției gazului din zonele a treia și a patra. Deoarece o anumită cantitate de gaz cu punct de rouă ridicat din zona a patra se poate prelinge în zona a treia, se face o verificare prin încercări sistematice pentru a se obține punctul de rouă dorit în zona a treia. Această zonă are temperatura de 900°C, temperatură la care viteza de difuziune este de cîteva ori mai rapidă decît la 820°C. De aceea, punctul de rouă din zona a treia este factorul care controlează conținutul de carbon din suprafața stratului cementat.

În mod obișnuit ar trebui ca cuptorul să se proiecteze astfel, încît timpul cît stă șarja în zona a treia să fie mai mare decît timpul de menținere din zona a patra, ceea ce favorizează faptul ca atmosfera din zona a treia să fie hotărîtoare pentru conținutul de carbon de la suprafața stratului de cementare.

Aerul care trebuie adăugat în zona a patra depinde de felul în care este proiectat cuptorul și de felul cum este exploatat. Dacă piesele vor fi călite după procedeul Gleason, atunci va intra destul aer în această zonă deoarece ușile se deschid des pentru a scoate periodic piesele în vederea călirii bucată cu bucată.

Dacă cuptorul este construit pentru călire directă în ulei și sistemul de călire este integrat în cuptor pentru ca piesele să nu vină în contact cu aerul înainte de călire, atunci nu va intra aer în zona a patra, sau va intra foarte puțin, iar punctul de rouă din această zonă va trebui să fie mărit prin introducerea unei cantități mici de aer pe lîngă atmosfera endotermă. Dacă cuptorul nu este împărțit în zone, compoziția atmosferei nu se poate regla pentru un proces cu zone diferențiate și atunci trebuie să se aplice un proces de cementare cu compoziție constantă fără difuzie, pe întreaga lungime a cuptorului, așa cum s-a arătat pentru cuptoarele cameră.

Din cele expuse se desprinde importanța reglării precise a compoziției atmosferei produse de generator și, totodată, necesitatea folosirii unei atmosfere de generator cu punct de rouă relativ ridicat, ceea ce corespunde atît unei bune exploatări a generatorului prin eliminarea apariției reacției (7), cît și unui proces tehnologic optim de tratament termochimic.

S-a menționat mai înainte printre deficiențe și apariția separării carbonului din CO, carbon ce precipită sub formă de negru de fum conform reacției lui Bell sau Boudouard :

$$CO_2 + C \rightleftarrows 2\,CO$$

Din datele prezentate în tabela 1, în care se arată variația conținutului de CO_2 și CO în funcție de temperatură pe baza acestei reacții, reies unele observații utile. Astfel se observă că sub 400°C echilibrul acestei reacții este practic complet deplasat spre stînga; peste 1 000°C, el este deplasat spre dreapta.

Este deci indicat ca la pornirea generatoarelor endoterme să se mai lase un timp de menținere, după ce pirometrul din zona de încălzire arată că s-a atins temperatura de regim, pentru ca și în interiorul retortei patul de catalizatori să atingă această temperatură și apoi să se introducă amestecul aer-metan.

Tabela 1

Temperatura, °C	450	600	650	700	750	800	900	1 000
Conținut CO_2, %	98	77	61,5	42,3	24,7	6,0	2,8	0,7
Conținut CO, %	2	23	385	57,7	75,3	94	97,2	99,3

Nu trebuie să se introducă niciodată un amestec bogat la începerea lucrului în generatorul endoterm, deoarece la temperaturi mai scăzute sensul multor reacţii ce se petrec în generator este deplasat.

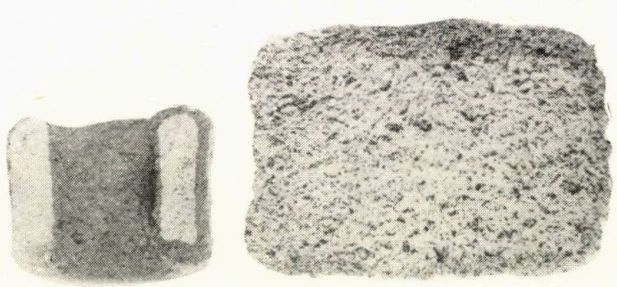
La fel, la sfîrşitul lucrului, se va opri mai întîi introducerea metanului, reducîndu-se debitul de aer la 1/3 din debitul normal, şi se va coborî temperatura generatorului la circa 900°C şi se va menţine în această stare pînă cînd la priza de evacuare va dispărea flacăra albastră care indică prezenţa oxidului de carbon în retortă. În cazul unei exploatări continue sau de lungă durată a generatorului se va aplica operaţia indicată mai sus cît mai des (cel puţin o dată la 140 h de funcţionare).

Un generator are o funcţionare cu atît mai constantă, cu cît temperatura de lucru este mai mare de 1 000°C. La temperaturi mai joase echilibrul se stabileşte cu viteză apreciabilă numai în prezenţa catalizatorilor. La temperaturi ridicate catalizatorii constituie un element de siguranţă al obţinerii reacţiilor dorite, adică deplasează echilibrul reacţiei spre dreapta, mărind viteza de reacţie. Valoarea vitezei de reacţie are mare importanţă, întrucît de ea depinde timpul necesar de menţinere a unui volum de amestec aer-metan în retortă.

Cu alte cuvinte viteza de trecere a gazelor, respectiv debitul generatorului, este determinată de viteza de reacţie care la rîndul ei este în funcţie de temperatură şi de activitatea catalizatorilor.

Normal, catalizatorii trebuie să aibă o mare porozitate şi o formă cît mai potrivită pentru ca întreaga cantitate de gaze să spele suprafaţa acestor catalizatori printr-un contact cît mai intim.

În figura 1 se observă că forma şi mărimea catalizatorului *a* sînt nepotrivite, deoarece



a) *b*)

Fig. 1

prezintă posibilitatea ca gazele să treacă prin găurile catalizatorilor fără să vină în contact cu suprafaţa activă din interior, iar porozitatea este mică. În aceste condiţii activitatea catalizatorului este foarte redusă, ceea ce permite deplasarea pe stînga a echilibrului reacţiei cu depunere abundentă de negru de fum şi cu scoaterea generatorului din funcţiune după un timp de 180 h.

Dacă la producerea atmosferei endoterme prin măsurile arătate se poate să se impiedice formarea negrului de fum, totuşi este posibil ca acesta să apară în alte faze ale procesului de lucru.

Masa compactă formată din negru de fum şi catalizatori tip *a* este prezentată în figura 2.

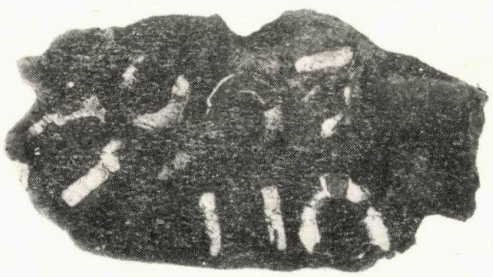


Fig. 2

Astfel, tot din tabela 1 se constată că sub 800°C încep să se separe cantităţi abundente de negru de fum şi CO_2 deoarece echilibrul reacţiei se deplasează foarte mult în stînga. Se impune deci ca la ieşirea din retortă să se aplice o răcire bruscă a atmosferei, ceea ce duce la eliminarea apariţiei reacţiei lui Bell sau Boudouard.

În acest scop se aplică două sisteme de răcire, cu apă sau cu aer, prin răcire normală sau prin convecţie forţată.

Sistemul de răcire cu apă prezintă o eficacitate sigură însă necesită utilizarea unei ape de condensare în circuit închis sau a apei obişnuite, tratate cu diverşi dezincrunstanţi.

Sistemul de răcire cu aer liber are eficacitate mai redusă, depunerile de negru de fum sînt abundente şi necesită opriri dese ale instalaţiei pentru curăţare. Acest lucru apare mai frecvent dacă gazele circulă încet în zona de răcire, respectiv dacă generatorul este folosit la un debit sub 2/3 din debitul normal.

Depuneri de negru de fum mai apar atît la cuptoare cameră discontinue, cît şi la cele continue, dacă se lucrează fără agitarea atmosferei.

Deşi debitul atmosferei introduse în cuptor este destul de mare, apar totuşi zone în care atmosfera staţionează creînd posibilitatea apariţiei reacţiei Bell sau Boudouard cu formarea de negru de fum, şi aceasta în special în interiorul încărcăturii sau pe anumite porţiuni ale elementelor de încălzire.

Agitarea atmosferei prin ventilatoare se impune ca un element indispensabil în tratamentul în atmosfere controlate întrucît se realizează o distribuire uniformă a atmosferei în cuptor, se asigură o uniformitate a temperaturii şi se creează o accelerare a procesului în cazul cementării sau carbonitrurării, obţinîndu-se un tratament omogen la întreaga încărcătură.

Sînt cazuri cînd chiar agitarea este insuficientă impunîndu-se o circulaţie zonală a atmosferei, aceasta în special la cuptoare mari şi unde procesul termochimic trebuie realizat pe zone diferenţiate şi precis.

Urmărind, în continuare, comportarea atmosferei endoterme cu şi fără adaos de metan se constată că aceasta are o influenţă nefavorabilă asupra zidăriei cuptorului, mai ales în cazul utilizării unor cărămizi de o anumită compoziţie.

Se ştie de mult că disocierea oxidului de carbon după reacţia lui Bell sau Boudouard se poate produce chiar în interiorul cărămizilor refractare, ducînd la dezagregarea acestor cărămizi şi, în consecinţă, la distrugerea rapidă a căptuşelii cuptorului.

Descompunerea oxidului de carbon are loc la temperaturi relativ joase (400–600°C) în prezenţa unor catalizatori susceptibili de a provoca această descompunere aşa cum sînt metalele Fe, Co, Ni şi compuşii lor reductibili în acest domeniu de temperatură.

Cei care s-au ocupat de această problemă sînt în majoritate de acord că reacţia începe la temperaturi sub 400°C, însă mecanismul descompunerii catalitice a oxidului de carbon nu este încă perfect stabilit.

Oxidul de carbon poate difuza în interiorul cărămizilor şi să fie disociat la temperaturi cuprinse între 400 şi 600°C în contact cu fierul metalic şi cu oxizii de fier uşor reductibili.

Fierul metalic prezent într-un material refractar provine din materialul utilajelor de concasare şi măcinare a şamotei şi în special în cazul măcinării foarte fine.

Oxizii liberi provin fie din oxidarea fierului metalic adus din materialele utilajelor de măcinare, fie din pirita sau hematita care poate fi înglobată în anumite argile.

În cursul arderii o singură parte din acest fier se poate combina cu componentele majore ale materialului refractar, cu alte cuvinte cu silicea şi alumina. Atmosfera cuptorului de ardere a cărămizilor nu este, în general, favorabilă pentru combinarea cu aceste componente, iar reacţiile de combinare sînt lente în amestecurile eterogene, unde suprafeţele de contact sînt reduse.

Deoarece descompunerea catalitică a oxidului de carbon este una din cauzele majore ale distrugerii cărămizilor din cuptoarele cu atmosferă endotermă, este necesar să se ştie dacă cărămida cu o anumită compoziţie este sensibilă sau nu la reacţia cu oxidul de carbon.

În acest scop, s-au introdus eşantioane din cărămizi în cuptorul de tratament în atmosferă endotermă. În figura 3 se arată starea iniţială a cărămizilor (*a* — RCA 75; *b* — RCA 77; *c* — RD 77; *d* — RD 79).

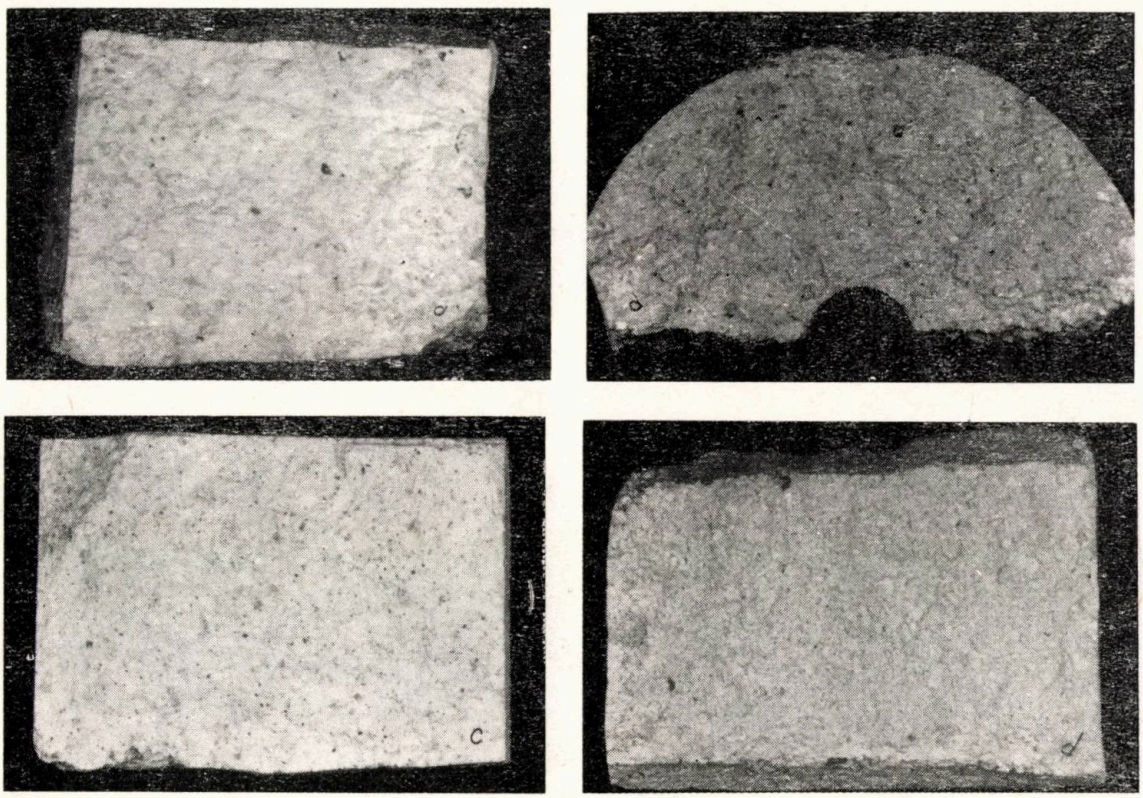


Fig. 3

După menținere un timp de 280 h, cărămizile au fost scoase din cuptor și examinate. S-a constatat o cantitate mare de negru de fum absorbită din care cauză s-a schimbat culoarea cărămizilor și au apărut unele fisuri, ceea ce dovedește că a început chiar procesul de dezagregare.

În figura 4 se prezintă eșantioane de cărămizi după încercarea în cuptor în atmosferă endotermă în intervalul de temperaturi 780—900°C (*a* — RCA 75 ; *b* — RCA 77 ; *c* — RD 77; *d* — RD 79).

Pentru a se elucida mai bine influența defavorabilă a fierului în aceste cărămizi s-au preparat cărămizi cu 65% oxid de aluminiu, în rest caolinit, în care oxizii de fier se prezentau în stare legată, nu liberă ca în cazul precedent, conținutul de fier total fiind sub 0,15%.

Aceste cărămizi rezistă foarte bine un timp îndelungat. Chiar după 5 600 h de menținere în cuptor nu s-a observat prezența negrului de fum, schimbîndu-se foarte puțin aspectul spărturii.

Acest caz este prezentat în figura 5 (cărămidă cu 65% oxid de aluminiu și caolinit, oxizi de fier legați sub 0,15%, menținută în cuptor timp de 5 600 h la temperatura de 780—900°C în atmosferă endotermă) unde se observă că nu s-a produs nici o reacție între materialul eșantionului și atmosfera cuptorului.

Pentru a ilustra mai bine influența fierului din masa cărămizii s-a folosit un alt eșantion în care s-a introdus intenționat, în centrul unei cărămizi cu compoziția similară cu a celei din figura 5, șamotă cu 2,5% oxid de fier liber.

După o menținere timp de 6 500 h, eșantionul a arătat ca în figura 6.

Se observă în zona centrală o cantitate mare de negru de fum, concentrată ca un sîmbure în masa de material refractar cu conținut ridicat de fier. În jurul acestei zone se constată prezența negrului de fum însă în cantitate mai mică, fiind creat probabil de acțiunea mai slabă, catalitică, a fierului din sîmburele central.

Rezultă clar că în cuptoarele cu atmosferă endotermă nu se pot folosi materiale refractare, care să conțină fier sau oxizi de fier liberi (hematita și magnetita) capabili să catalizeze reacția de descompunere a oxidului de carbon.

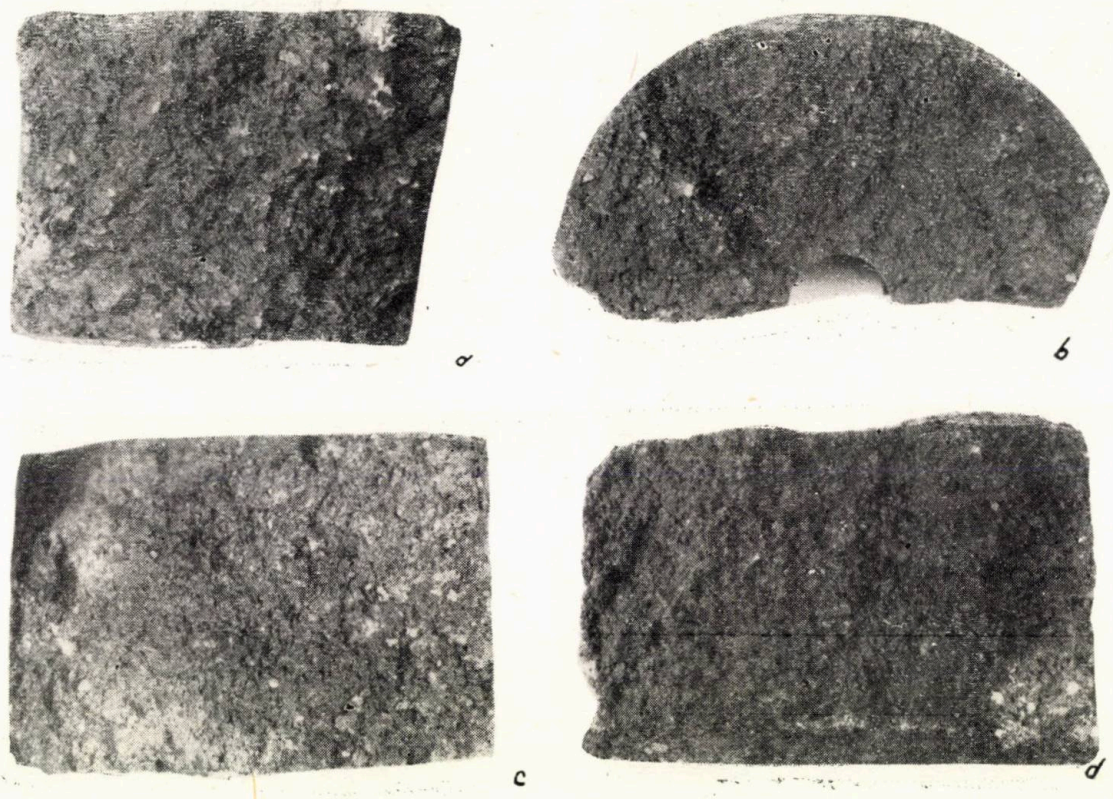


Fig. 4

În acest sens cel mai bine se comportă cărămizile din material refractar cu conținut de minimum 99,5% Al_2O_3 și de maximum 0,1% Fe_2O_3, restul fiind materiale fondante.

Avînd în vedere costul ridicat al acestor cărămizi, s-au efectuat încercări de desensibilizare a materialelor refractare obișnuite conținînd fier și oxizi de fier liberi.

În urma încercărilor efectuate de specialiști străini acest proces se poate realiza prin două metode :

— recoacere în atmosferă oxido-reducătoare ;

Fig. 5

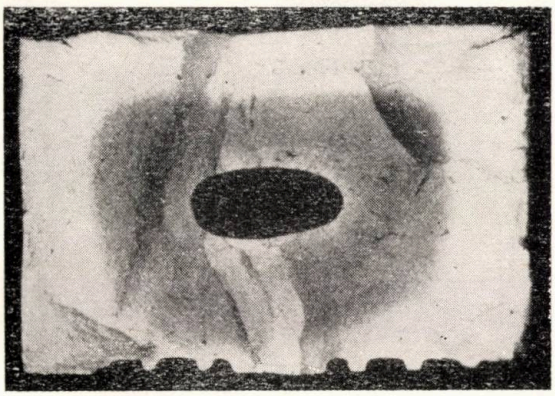


Fig. 6

—impregnarea cărămizii cu un reactiv chimic.

Prin recoacere în atmosferă oxido-reducătoare, fierul și oxizii de fier liberi se combină cu componentele majore ale materialului refractar silica și alumina. Aceasta se poate realiza prin menținerea cărămizilor la 1 050°C, într-o atmosferă cu 48—77% H_2, timp de 24—40 h.

Încercările de recoacere în atmosferă oxidantă la temperatură înaltă, de 1 550°C, timp îndelungat, au dat rezultate satisfăcătoare numai pentru anumite calități de argile.

În cazul metodei de impregnare a cărămizilor cu un reactiv chimic, cele mai bune rezultate s-au obținut tratînd argila cu o soluție de acid sulfuric 1/1.

QUELQUES CONSIDÉRATIONS SUR L'EXPLOITATION DES CHAUDIÈRES ET DES FOURS DE TRAITEMENT THERMIQUE EN ATMOSPHÈRE ENDOTHERMIQUE

On présente plusieurs observations concernant les phénomènes et les processus qui surviennent dans l'exploitation des chaudières et des fours de traitement thermique en atmosphère endothermique.

On donne des indications théoriques et pratiques en vue d'un bon fonctionnement.

CONSIDERATIONS REGARDING GENERATOR AND HEAT TREATMENT FURNACE OPERATING IN ENDOTHERMAL ATMOSPHERE

The paper presents observations on some processes and phenomena taking place during generator and heat treatment furnace operating in endothermal atmosphere.

Theoretical and practical indications for optimal working are layed-out.

CZ 621.74 : 621.867.8

Transportul pneumatic în turnătorie

Ing. **R. NOICA**
Institutul de proiectări pentru construcţii de maşini

Sisteme de transport pneumatic. Diagramele de stare.

Transportul pneumatic în turnătorie se poate efectua la presiune joasă, medie sau ridicată. Mai există instalaţii care lucrează prin depresiune (absorbţie).

În funcţie de starea (de circulaţie) materialului transportat în conducte se deosebesc [1], [2], [3], [18]:

— transporturi pneumatice de concentraţie scăzută sau transporturi pneumatice „în zbor" ca în figurile 1, *a*, *b* şi *c*, pentru conducte verticale, şi ca în figurile 2, *a*—*d*, pentru conducte orizontale;

— transporturi pneumatice dense sau transporturi pneumatice prin împingere după cum se vede în figurile 1, *d* şi *e*, pentru conducte verticale, şi în figurile 2, *e*—*i*, pentru conducte orizontale.

Stadiile reprezentate în figurile 1 şi 2 au fost stabilite experimental şi tot în acelaşi mod au fost ridicate şi diagramele de stare reprezentate în figura 3 (pentru conducte verticale) şi în figura 4 (pentru conducte orizontale) în care s-a considerat variaţia de presiune raportată la lungime în funcţie de viteza aerului.

În ambele diagrame, liniile *AB* reprezintă pierderea de presiune a aerului curat în funcţie de viteza sa într-o conductă hidraulic netedă, iar liniile *CD*, acelaşi lucru, însă în cazul în care aerul străbate o masă din materialul granular de transportat care se găseşte în repaus. Liniile apar respectiv identic în cele două diagrame (deci nu diferă cînd conducta este orizontală sau verticală).

În cazul unei conducte verticale, curbele a_1b_1 şi a_2b_2 au fost stabilite pentru două debite de material diferite G_1 şi G_2. Granulele sînt deplasate în zbor şi au tendinţa de a se ridica. Creşterea frecării granulelor între ele şi a lu-

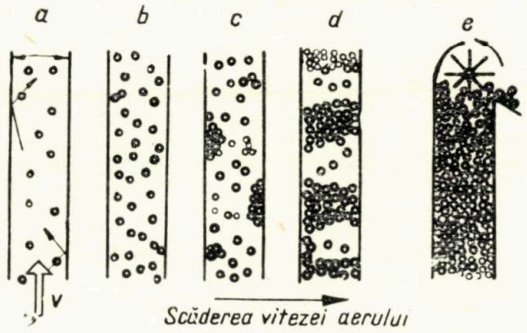


Fig. 1

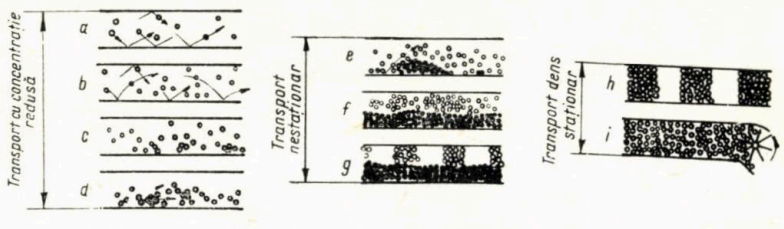


Fig. 2

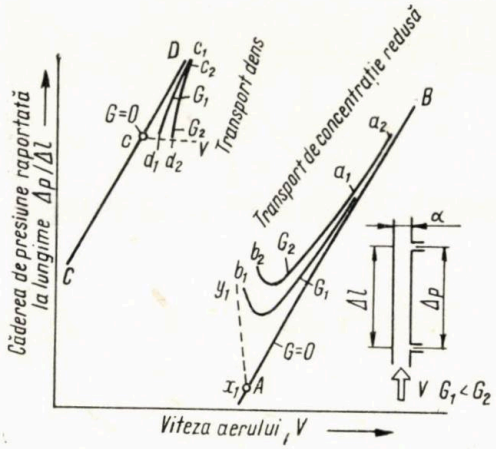


Fig. 3

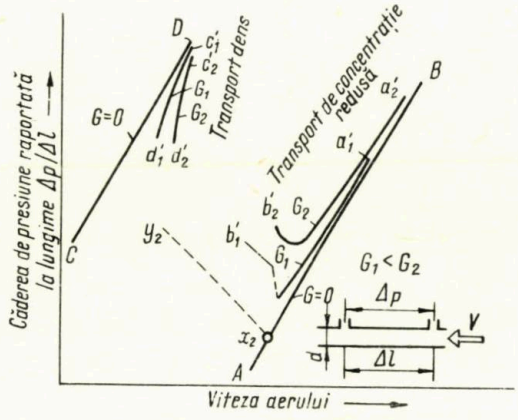


Fig. 4

crului mecanic necesar ridicării are ca urmare faptul că pierderea de presiune creşte din nou după ce iniţial scăzuse la un minim, o dată cu scăderea vitezei aerului. Distribuţia granulelor în conductă este ca în figurile 1, *a*—*c*. Dacă viteza *v* scade în continuare, transportul devine nestaţionar, trecerea nefigurată de la curbele a_1b_1 şi a_2b_2 la curbele c_1d_1 şi c_2d_2, iar distribuţia granulelor este conform figurii 1, *d*. După cum se vede, se formează un fel de aglomerări consecutive (dopuri) de material în deplasare, a căror stabilitate creşte la concentraţii mai mari. O şi mai mare scădere a vitezei duce la o deplasare masivă a materialului în stare densă, conform curbelor c_1d_1 şi c_2d_2, stadiu ilustrat în figura 1, *e*. Linia x_1y_1 uneşte punctele în care materialul se găseşte în suspensie, efectuînd mişcări pe loc în sus şi în jos. De asemenea, de-a lungul liniei u_1v_1 greutatea materialului dens se găseşte în echilibru în raport cu apăsarea executată de aerul sub presiune. Pe diagramă au fost notate zonele corespunzătoare transportului de concentraţie scăzută sau în zbor şi transportului dens sau prin împingere.

La conducte orizontale, atunci cînd viteza aerului este mare , fenomenele sînt asemănătoare cu cele care se petrec la conductele verticale. Stadiul nestaţionar, amintit la conductele verticale, apare şi aici prin formarea întîi a unor depuneri, apoi a unei deplasări asemănătoare cu cea a dunelor şi, în final, prin formarea acelor aglomerări (dopuri) care prin scăderea vitezei în continuare ajung să ocupe întreaga secţiune (fig. 2, *e*—*i*). De-a lungul liniei x_2y_2 se produc depuneri de material în conductă, în punctul x_2 avînd loc primele depuneri, iar în y_2, secţiunea ajungînd să fie atît de micşorată încît să ajungă numai cîteva granule pentru a se obtura complet.

Se menţionează că transportul în stare densă prin împingere atît în cazul conductelor verticale, cît şi al celor orizontale (fig. 1, *e* şi fig. 2, *i*) nu apare şi nu se menţine decît dacă la capătul unei conducte drepte se găseşte un dispozitiv de reglaj care introduce o contrapresiune şi dă astfel posibilitatea curgerii unei coloane continue de material. În realitate această coloană de material, împinsă afară dintr-o cameră pneumatică, se fracţionează datorită tensiunilor ce pot apărea în interiorul ei, de exemplu la curbe sau prin apariţia de obstacole suplimentare. Se formează astfel de fapt un transport în aglomerări sau dopuri succesive cu caracter nestaţionar. Apariţia şi stabilitatea acestor aglomerări este în funcţie de caracteristicile materialului şi de particularităţile constructive ale instalaţiei de transport. După cum s-a arătat în mod practic, materialele umede sînt cele la care aceste aglomerări se formează uşor, sînt stabile şi se succedă suficient de uniform. Calcularea transportului pneumatic prin aglomerări succesive prezintă dificultăţi mari, datorită caracterului său nestaţionar.

În tabela 1 se face o comparaţie între tipurile de transport pneumatic descrise, comparaţie care poate da indicaţii cu caracter practic.

Instalaţii cu concentraţie redusă a materialului transportat în aerul de transport. În general concentraţia gravimetrică este sub 1 (kg material/kg aer). Aceste instalaţii se utilizează pentru debite scăzute, pînă la 3 000—4 000 kg/h, lucrînd în flux continuu, transportă numai materiale uscate şi sînt avantajoase atunci cînd traseele nu sînt prea lungi (pînă la 40 — 50 m), pentru circulaţia aerului putînd fi folosite ventilatoare. Se adaptează bine pentru nisipul uscat şi pentru bentonita sau argila care sînt transportate în cadrul instalaţiilor de preparare a amestecurilor de formare din turnătorie [6], [9].

Transportoarele pneumatice pentru nisip (fig. 5) sînt alimentate, de obicei, printr-o pîlnie de legătură de la cuptoarele

Tabela 1

Criteriu de comparaţie	Transport dens	Transport de concentraţie redusă
Starea de deplasare a materialului	Materialul este împins sub formă de aglomerări (dopuri) succesive sau de coloane în care particulele sînt foarte dense	Particulele de material zboară izolat sau sub formă de nori în conductă
Concentraţia	Concentraţie mare în raport cu aerul de transport	Concentraţie scăzută în raport cu aerul de transport
Viteza materialului	Viteză scăzută : 0,5—8 m/s	Viteză mare : pînă la 40 m/s
Căderea de presiune	Cădere de presiune mare	Cădere de presiune scăzută de 20—50 ori mai mică
Materialul transportat	Material de orice aspect : umed, granular, prăfos, cu înclinaţie spre aglomerări etc.	Material numai uscat, granular sau prăfos
Aspectul energetic	Mai avantajos din punct de vedere energetic	
Uzura conductelor	Uzură mult mai scăzută	Uzură mare mai ales la coturi şi la locurile de recepţionare [14]
Modificarea proprietăţilor materialului transportat	Nu se produc separări din amestec sau distrugeri de particule	Sînt posibile separări şi deteriorări ale particulelor

de uscare, care în general sînt de tip rotativ. Aerul, furnizat de ventilatorul *1*, lucrează de cele mai multe ori prin refulare şi antrenează nisipul într-un ejector *2* construit special în acest scop. Nisipul poate fi introdus în ejector fie cu un dozator rotativ *3*, fie prin cădere liberă. În acest din urmă caz însă este neapărat necesar ca în zona ejectorului în care se admite materialul să fie creată o depresiune suficientă pentru a se evita degajările de praf. Ejectorul este continuat cu conducta de transport propriu-zisă *4*, care prezintă, aproape în toate cazurile, şi o porţiune verticală. Materialul este se-

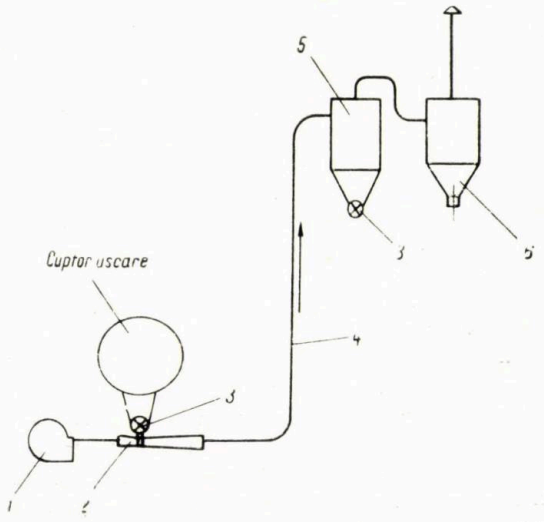


Fig. 5

parat la locul de descărcare, în general, prin cicloane. Se prevăd, de obicei, pentru nisip două cicloane în serie, primul *5* executînd separarea nisipului ce se foloseşte în continuare, cel de-al doilea *6*, cu putere de separare mai mare, urmînd să efectueze desprăfuirea aerului de transport înainte de evacuarea sa în atmosferă. Acest al doilea ciclon poate fi înlocuit printr-un multiciclon sau printr-o serie de cicloane mai mici legate, în derivaţie, care, după cum s-a constatat, execută o desprăfuire mai bună. În cazul în care se cere o desprăfuire completă, trebuie prevăzut un hidrociclon sau un filtru care poate fi de tipul cu saci. Praful colectat la filtrul cu saci multiciclon sau la ciclonul de desprăfuire este eliminat întrucît diminuează permeabilitatea amestecului de formare. Un alt avantaj al instalaţiei descrise este faptul că produce concomitent şi o răcire a nisipului rezultat cald de la cuptorul de uscare, ceea ce este avantajos pentru procesul de preparare în continuare. Nisipul, colectat de la primul ciclon (ciclon care se poate goli printr-un dozator rotativ pentru a nu se produce degajări de praf în cazul existenţei unei suprapresiuni) este distribuit fie direct, prin jgheaburi, fie cu ajutorul unui melc de transport la buncărele de alimentare ale amestecătoarelor în care se prepară amestecul de formare.

Unul din dezavantajele sistemului îl constituie uzura mare, mai ales la coturi şi în cicloane. Pentru mărirea duratei în exploatare, coturile pentru ţevi cu diametre mari se execută turnate din fontă aliată care este rezistentă la abraziune; în cazul diametrelor mici este mai ieftină executarea prin curbare din ţeavă. Cicloanele, la rîndul lor, se căptuşesc cu plăci de cauciuc care rezistă mai bine la abraziune.

Instalaţii pentru transportul pneumatic al nisipului de tipul descris mai înainte au fost proiectate în întregime şi realizate în ţară la uzina „Timpuri noi" – Bucureşti, la uzinele „23 August" – Bucureşti şi la uzina „Unirea" – Cluj.

Instalaţiile pentru transportul pneumatic al argilei sau al bentonitei (fig. 6: *1* — ventilator; *2* — dozator rotativ; *3* — pîlnie de alimentare; *4* — ejector; *5* — conductă; *6* — — ciclon; *7* — filtru) se aseamănă cu cele pentru transportul nisipului uscat.

Instalaţii de transport dens. Acestea se pot folosi la concentraţii gravimetrice de peste 200 : 1. Se pot utiliza la debite crescute, pînă la circa 30 t/h, în cazul traseelor mai scurte de 20 — 30 m, şi pentru debite de circa 10 t/h, în cazul traseelor mai lungi pînă la 150 m. Transportă materiale granulare sau prăfoase chiar dacă acestea sînt umede şi prezintă tendinţe de aglutinare. Ele pot fi utilizate pentru vehicularea în turnătorii a materialelor uscate (nisip proaspăt [12], argilă, bentonită) a materialelor umede, cum este amestecul proaspăt de formare şi a materialelor umede şi neomogene ca granulaţie, cum este amestecul de formare folosit [7], [11], [13].

Aceste instalaţii se deosebesc structural de transportoarele pneumatice de concentraţie redusă. Partea principală a fiecărei instalaţii o constituie camera pneumatică care serveşte la încărcarea şi impulsionarea materialului, care este, în esenţă, un recipient de presiune. În figura 7 este reprezentată o cameră pneumatică pentru o instalaţie de transport pneumatic a nisipului uscat. Aceasta este un recipient cilindric, cu fundul superior bombat, prevăzut cu un sistem de închidere cu con, acţionat pneumatic. La fundul inferior conic se asamblează corpul de evacuare, ejectorul, executat prin turnare; el se racordează într-o parte la reţeaua de aer comprimat şi în partea cealaltă se continuă cu conducte de transport. În timpul funcţionării se introduce aer, printr-un

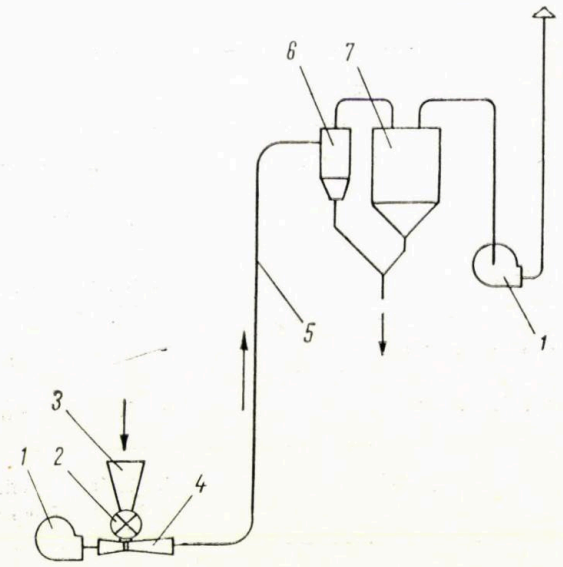


Fig. 6

ştuţ, pe la partea superioară a recipientului, creîndu-se o pernă de aer comprimat. S-a prevăzut posibilitatea insuflării aerului şi printr-o serie de duze amplasate pe fundul inferior conic al camerei. Se menţionează că funcţionarea camerei poate fi comandată automat prin două sesizoare de nivel. Primul urmează a comanda închiderea camerei,

cînd aceasta s-a umplut la nivelul admis, şi, în continuare, insuflarea aerului comprimat. Cel de-al doilea opreşte transportorul înainte de golirea completă a camerei (pentru ca să rămînă conducta plină cu material, ceea ce uşurează restabilirea la ciclul următor) şi comandă redeschiderea conului de admisie după ce în prealabil a executat aerisirea camerei printr-un ştuţ special.

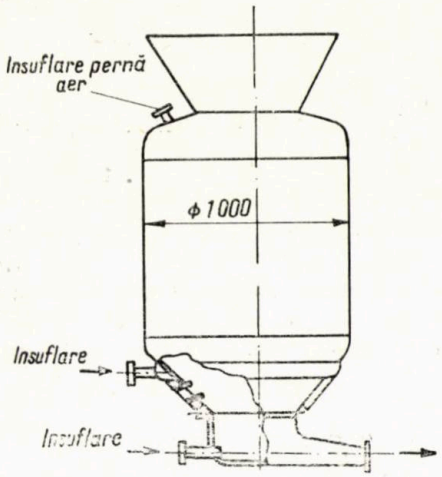


Fig. 7

În figura 8 este reprezentată o cameră pneumatică cu fluidizare care este indicată pentru argilă uscată sau bentonită. Aerul comprimat este difuzat printr-o placă poroasă aflată la fundul conic inferior al recipientului şi antrenează materialul afinat printr-o pîlnie-difuzor în conducta de transport.

Camera pneumatică reprezentată schematic în figura 9 este potrivită pentru materiale umede, cum sînt amestecurile de formare.

Materialul curge din pîlnia de alimentare în interiorul camerei care poate fi închisă printr-un şubăr acţionat pneumatic. Camera pneumatică este prevăzută cu o instalaţie de alimentare cu aer, precum şi cu o manta elastică prin a cărei umflare se împiedică aderarea materialului pe pereţi.

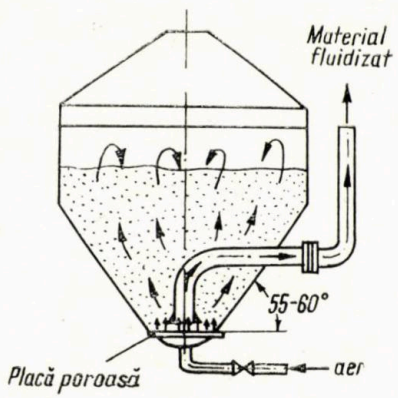


Fig. 8

În acelaşi timp, acţiunea mantalei elastice favorizează formarea aglomerărilor succesive de material (dopuri) pe conductă. Se menţionează că în acest caz deosebit, al materialelor umede şi aglutinante, aceste aglomerări succesive, alternate cu perne de aer, prezintă o stabilitate deosebită, ceea ce face ca transportul să decurgă în condiţii bune, cu condiţia însă ca aceste aglomerări să fie permeabile totuşi faţă de aerul de transport. Există dispozitive asupra cărora se va reveni ulterior care favorizează această permeabilitate; dacă acest lucru nu se întîmplă, apar forţe care comprimă materialul pe pereţii conductei putîndu-se ajunge la înfundarea ei.

Se pot transporta astfel chiar şi amestecuri cu silicat de sodiu pentru întărire cu CO_2 sau amestecuri de miez cu lianţi organici şi diferite uleiuri [8].

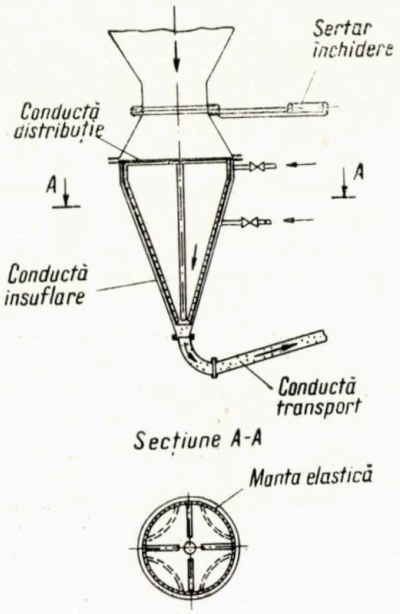


Fig. 9

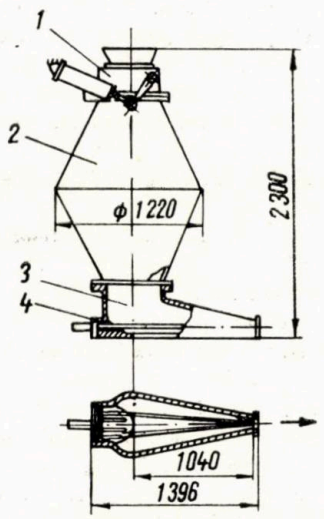


Fig. 10

În acelaşi timp în conducta de transport are loc şi o aerare şi o creştere în volum a materialului de formare transportat, aşa încît se suprimă un eventual agregat mecanic de aerare care se prevede, în general, în turnătoriile moderne, după amestecătoare.

În figura 10 este reprezentată o cameră pneumatică de uz general pentru materialele şi pămînturile utilizate în turnă-

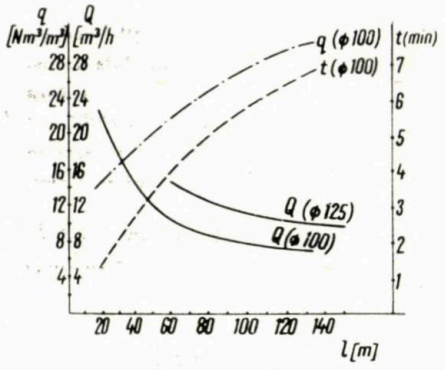


Fig. 11

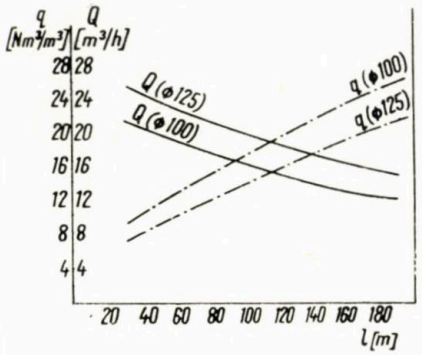


Fig. 12

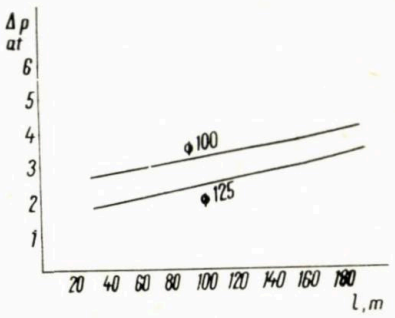


Fig. 13

torie, umede sau uscate, proaspete sau dezbătute [4]. Se caracterizează printr-un sistem de ţevi convergente, amplasate în ejectorul camerei şi care favorizează antrenarea materialului (*1* — sistem de admisie; *2* — corp; *3* — ejector; *4* — fascicul de ţevi).

În figura 11 este reprezentată o diagramă stabilită experimental [2] la transportul nisipului cuarţos uscat pentru debitul de material Q, consumul de aer comprimat specific q (raportat la materialul transportat), precum şi pentru timpul de golire t al camerei pneumatice, toate în funcţie de distanţa de transport, pentru conducte avînd diametre de 100 şi 125 mm. S-a folosit o cameră pneumatică cu o capacitate de 1,25 m³.

În figura 12 este reprezentată o diagramă asemănătoare, pentru un nisip de formare cu 6% umiditate şi 4,5% liant, folosind o cameră pneumatică cu o capacitate de 0,4 m³. În figura 13 este reprezentată căderea de presiune stabilită în acest caz [2].

Se observă că debitul de material scade în cazul materialelor umede ceva mai puţin o dată cu creşterea distanţei de transport decît în cazul celor uscate. La materialele umede, încă de la începutul conductei apar aglomerările succesive care, datorită stabilităţii lor, nu-şi modifică lungimea, ceea ce face ca condiţiile de transport să fie oarecum asemănătoare la traseele lungi faţă de cele scurte; scăderea totuşi a debitului se explică prin creşterea lungimii pernelor de aer. Tot stabilitatea mai mare a dopurilor explică şi consumul specific de aer mai scăzut în cazul materialelor umede.

În ceea ce priveşte deschiderea conductelor de transport executate din ţeavă de oţel, s-au stabilit trei diametre uzuale şi anume 80, 100 şi 125 mm, care se utilizează în funcţie de mărimea debitului ce urmează a fi transportat.

Bifurcaţiile de traseu se rezolvă intercalîndu-se schimbătoare de cale (fig. 14).

Coturile, la schimbările de direcţie, se execută cu raze cît mai mari, pentru a se micşora căderea de presiune, ca şi uzura care este mai pronunţată decît pe porţiunile drepte. Pentru prevenirea uzurii, ele se execută citeodată din tub de cauciuc introdus în ţeavă de oţel curbată pentru a i se asigura rigiditatea. La conductele de transport se mai folosesc aşa-numiţii activatori, adică insuflări suplimentare pe traseu de aer sub presiune (fig. 15). La conducte lungi, activatorii, plasaţi judicios, adică în locurile unde rezerva de presiune nu ar mai fi suficientă pentru transportul materialului, asigură realizarea transportului.

De asemenea, executaţi corespunzător, pot influenţa favorabil formarea dopurilor consecutive în situaţii în care în locul acestora, la materiale granulare uscate, a apărut deplasarea superficială de tipul deplasării dunelor (nefavorabilă unui transport satisfăcător). Un efect favorabil îl au activatorii şi la transportul materialelor fluidizabile, adică al acelor pulberi care în amestec cu aerul trec într-un stadiu asemănător

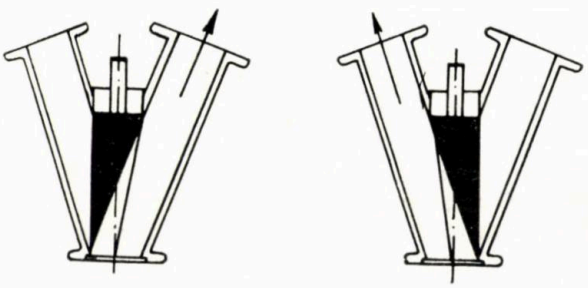


Fig. 14

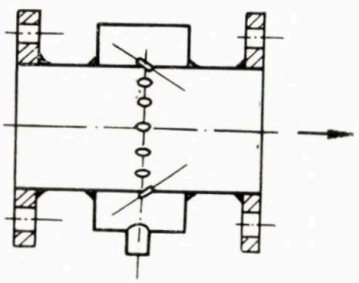


Fig. 15

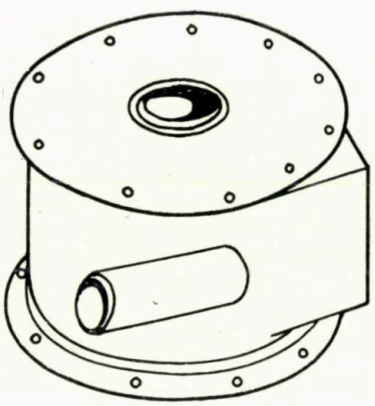


Fig. 16

luidelor, ca şi la vehicularea aglomerărilor (dopurilor) de materiale umede. În acest din urmă caz, asigură aerarea şi permeabilizarea acestor aglomerări deoarece, după cum s-a specificat, transportul pneumatic nu este posibil decît în cazul materialelor permeabile ; materialele umede au tendinţa de a se comprima şi de a-şi micşora astfel permeabilitatea. Activatorii trebuie să fie astfel formaţi încît la trecerea aglomerărilor acestea să fie intersectate de vine de aer şi afînate, în care caz ele nu se dezagregă, ci îşi păstrează forma.

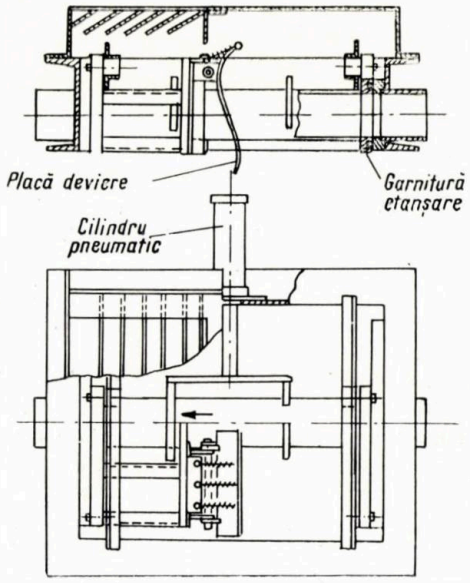


Fig. 17

În acelaşi timp în dreptul activatorilor sînt amplificate şi pernele de aer dintre aglomerările de material umed, împiedicîndu-se fuzionarea lor care poate duce şi ea la înfundări.

Unul dintre avantajele mari ale transporturilor pneumatice dense îl constituie separarea uşoară a materialului transportat din aerul de transport, separare ce nu necesită instalaţii voluminoase cum sînt cicloanele şi filtrele de desprăfuire ce se prevăd la instalaţiile de concentraţie redusă. Cîteodată se utilizează pseudocicloane de dimensiuni mici (fig. 16), altă dată însă separarea se obţine direct în buncărul de depozitare în a cărui parte superioară se deschide conducta de transport ; aerul poate scăpa prin orificii de aerisire care în cazul materialelor mai prăfoase, cum sînt argila şi bentonita, se prevăd eventual cu cîţiva saci de filtrare. Cînd este necesară încărcarea mai multor buncăre plasate în serie în raport cu conducta de transport se pot folosi deviatori (fig. 17), amplasaţi succesiv. Aceştia sînt acţionaţi pneumatic şi realizează înlăturarea unui segment de conductă mobil şi interpunerea în locul său a unei plăci de deviere care dirijează materialul direct în buncăr [5].

BIBLIOGRAFIE

[1] Welschof G. *Pneumatische Förderung bei grossen Fördergut Konzentrationen.* VDI – Forschungsheft 492-VDI, Verlag, Düsseldorf, 1962.

[2] Müller W. şi Schröter K. *Über das pneumatische Schubfördern,* Deutsche hebe- und fördertechnik, nr. 7, 8, 9, 1965.

[3] Günther F. A. Die pneumatische Förderung – Dünnstrom und Dichtstromförderanlagen und ihre Abwandlungen Fördern und Heben – Sonderausgabe zur Hannover Messe, 1966.

[4] Levănşus L. E. şi Potapov A. C. *Pnevmaticeski transport formovocinih materialov i smesei.* Liteinoe Proizvodstvo, nr. 1, 1964.

[5] Weiske K., Görner L. şi Ensfelder A. *Prallkasten für pneumatische Förderung von Schüttgütern, insbes.* Formstoffen als Reien-Schaltung für Merfach-Entnahme Giessereitechnik, nr. 7, 1964.

[6] Döbber W. *Pneumatische Förderung von Kohlenstaub, Bentonit u.* Quarzsand. Giesserei, nr. 10, 1961.

[7] Beiersdorf E. *Heutiger Stand der pneumatischen Förderung nasser Sande in Giessereien.* Giesserei, nr. 13, 1963.

[8] Weiske K. *Erfahrungen mit pneumatischem Sandtransport.* Giessereitechnik, nr. 6, 1963.

[9] Brunhuber E. *Pneumatische Förderanlagen im Giessereibetrieb.* Giesserei-Praxis, nr. 18, 1963.

[10] Persson O. *Erfarenheter mit pneumatiskt Sandtransport.* Giessere nr. 3, 1960.

[11] Müller W. *Pneumatischer Feuchtsandtransport.* Giesserei-Praxis, nr. 6. 1965.

[12] Szilagyi I. şi Vöros A. *Der pneumatische Transport von körnige u. pulverförmigem Material in Giessereien.* Giessereitechnik, nr. 4, 1966.

[13] Beiersdorf E. *Betriebserfahrungen mit einer pneumatischen Förderanlage zum Transport von Füllsanden.* Giesserei, nr. 15, 1966.

[14] Müller H. K. şi Polthein K. *Rohrverscheleiss bei pneumatischen Förderung körniger Güter.* Stahl und Eisen, nr. 21, 1964.

[15] Daase G. *Neues pneumatisches Förderverfahren im Industriellen Einsatz.* Deutsche Hebe-u. förder-technik. nr. 6, 1966.

[16] Hospe J. şi Vőltz H. *Tonerde wird schneller pneumatisch umgeschlagen* Deutsche Hebe-u. förder-technik, nr. 6, 1966.

[17] Schreiber H. *Anwendung der Luft beim Transport u. Lagern von Schüttgütern.* Fördern u. Hebe, nr. 2, 1966.

[18] Schröter K. *Pneumatische Förderung (unter besonderer Berücksichtigung der pneumatischen Schubförderung.* Aufbereitungs – Technik, nr. 6, 1965.

CZ 629.113 : 621.795.8

Consideraţii privind părţile decorative ale automobilelor

Ing. E. GELLER
I. I. S. „Metalurgica" – Bucureşti

În ultimii ani, automobilele sînt supuse pe şosele la condiţii mai grele de coroziune decît înainte, datorită clorurilor din zgurele cu care se presară anumite porţiuni din şosele, îmbogăţirii atmosferei cu gaze sulfuroase, provenind din gazele de la eşapamentul vehiculelor motorizate, şi a altor agenţi corosivi din atmosferă.

Ca urmare, a apărut o tendinţă firească de a îmbunătăţi calitatea şi posibilitatea de conservare a depunerilor metalice lucioase la autovehicule.

În acest sens, s-au dezvoltat următoarele procedee, care au şi fost introduse în practică:

— realizarea unor straturi de crom lipsite de fisuri;

— realizarea unor straturi multiple de nichel (bi- şi trinichel);

— realizarea unor straturi de crom cu microfisuri (bicrom), straturi de crom microporoase;

— utilizarea materialelor plastice metalizate.

De asemenea, şi-au găsit utilizare repere din aluminiu eloxat şi din oţeluri aliate.

Utilizarea cromului fără fisuri a început să nu se mai aplice pe o scară întinsă, deoarece stratul se fisurează în timpul exploatării. Cromul fără fisuri are puternice tensiuni interne. Acestea pot duce la fisurări, provocate fie de lucrări de nituire, lovire sau deformare, fie datorită numai variaţiilor de temperatură; fisurile pot produce, în continuare, o puternică coroziune.

În prezent aproape întreaga industrie automobilistică din străinătate aplică procedeul de protecţie anticorosivă prin straturi multiple de nichel sau crom sau o combinaţie a acestora. Aceste procedee au dus la o creştere a duratei de protecţie atît de mare, încît piese foarte solicitate, ca: ştergătorul de parbriz, barele de şoc, capacele roţilor şi altele au o viaţă la fel de lungă ca automobilul însăşi.

Metalizarea materialelor plastice este deocamdată într-o fază incipientă. În străinătate s-au montat cîteva instalaţii de metalizare electrolitică a materialelor plastice, iar rezultatele obţinute sînt deosebit de promiţătoare şi cu largi perspective, mai ales că, în acest caz, nu mai poate exista nici cea mai mică urmă de coroziune a materialului de bază.

Pentru anumite repere care intră în componenţa automobilelor s-a impus aluminiul eloxat. Din acesta se execută în special rame de geam, profile decorative, discurile mari ale roţilor şi grilajele de la masca radiatorului.

Încercările de a executa din aluminiu eloxat bare de şoc şi alte piese importante au dus la concluzia că acesta nu este potrivit pentru asemenea piese.

Părerea, destul de larg răspîndită, că oţelurile aşa-numite „inoxidabile" ar fi în toate cazurile incorodabile, este greşită.

Prin depunerea de rugini străine sau a altor impurităţi se poate începe, în acele locuri, o coroziune locală. În prezenţa sărurilor halogene (de exemplu: sarea pentru topirea gheţei) poate apărea coroziunea punctiformă cu săparea de cratere în metal. Şi prin deformări la rece rezistenţa la coroziune a oţelurilor inoxidabile poate suferi.

La cercetări întreprinse (INCO[1]) s-au depozitat cele mai diferite probe de calităţi de oţel în aer liber cu şi fără un acoperiş. Cu acest prilej s-a constatat că probele depozitate sub acoperiş s-au comportat sensibil mai rău decît celelalte. Dintre eşantioanele depozitate sub acoperiş s-au comportat bine numai acelea executate din oţeluri aliate cu molibden şi cele înalt aliate cu nichel şi crom, de tipul 23/14 (Cr—Ni). La probele executate din oţel feritic aliat cu crom, ţinute timp de un an de zile în atmosferă industrială, s-au putut observa urme de coroziune. Luciul iniţial al probelor a slăbit sensibil.

Janssen şi Moser [2] au cercetat comportarea în atmosferă a oţelurilor 18/8 (Cr—Ni), 18/10/2 (Cr—Ni—Mo) şi 17 Cr. După un an de expunere în atmosferă a eşantioanelor au constatat că a rezistat numai oţelul 18/10/2 (Cr—Ni—Mo), pe toate standurile de probă (fiind din cînd în cînd curăţat). Oţelul 18/8 (Cr—Ni) a rezistat în atmosferă industrială numai cu condiţia unei curăţări periodice. Oţelul 17 Cr a fost găsit ca insuficient de rezistent în atmosferă. Aceste constatări se suprapun cu rezultatele obţinute de Evans [3], care a găsit că şi în climat maritim oţelul 18/10/2,5 (Cr—Ni—Mo) are o bună rezistenţă la coroziune, chiar dacă curăţarea lui nu a fost efectuată periodic.

Încercările de coroziune efectuate în atmosferă staţionară şi rezultatele obţinute sînt însă numai parţial concludente pentru industria de automobile, deoarece solicitarea în exploatarea auto a acestora este diferită datorită murdăriei de pe şosele, sărurilor contra gheţei, gazelor de eşapament şi efectului mecanic de coroziune a prafului.

În consecinţă, încercările de coroziune — mai ales cele de scurtă durată — privind atît diferitele metale, cît şi sistemele de protecţie, trebuie interpretate cu oarecare reţinere.

Despre comportarea la coroziune a unor capace de roţi executate din diferite oţeluri şi supuse unor încercări de scurtă durată, se găsesc următoarele rezultate obţinute pe oţeluri aliate 17/1 Cr—Mo şi 17 Cr [8]:

Corrodcode-Test: După primul atac, toate piesele erau împestriţate cu pete de rugină.

Kesternich-Test (atmosferă industrială): După prima probă s-a putut observa ruginirea, însă numai la capacele executate din oțelul 17 Cr.

Oțelul 17/1 Cr — Mo după a patra probă nu a prezentat încă urme de coroziune.

Cass-Test: Și aici, după un timp scurt, de circa 20 h, oțelul 17 Cr a prezentat urme de ruginire, în timp ce oțelul 17/1 Cr—Mo era nealterat după 100 h.

La încercări ulterioare (Corrodcode-Test) au fost supuse oțeluri crom-nichel 18/8 Cr—Ni și crom-molibden 18/10/2 Cr—Ni—Mo. Și acestea prezentau după primul atac numeroase puncte de rugină.

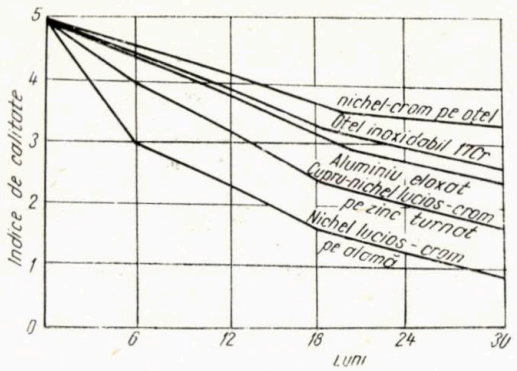


Fig. 1

În lucrarea lui G. G. Levy (apărută în INCO Nickel Topics vol. 14, nr. 6), autorul raportează asupra comportării la coroziune a părților decorative lucioase ale automobilelor.

Încercările s-au făcut pe o serie de 1 500 automobile. Figura 1 ilustrează comportarea acoperirilor metalice lucioase a diferitelor repere, toate fiind montate pe același automobil, deci supuse simultan acelorași condiții. Autorul arată că piesele au fost verificate după 6, 18 și 30 de luni și că se poate aștepta ca piesele protejate cu binichel să reziste bine și în continuare.

La aprecierea comportării aluminiului este dificil a se da un verdict hotărîtor, deoarece alterarea suprafeței prin nisip, pietricele sau praful de pe șosea este ca aspect foarte apropiată de coroziunea atmosferică.

Cadmierea lucioasă cu pasivizare — în special a ștergătoarelor de parbrize — încercată la uzina „Autobuzul" din București s-a dovedit a fi o bună protecție anticorosivă, însă deloc constantă în ceea ce privește păstrarea aspectului lucios; în mai puțin de o lună cadmiul devenise mat.

Același lucru se întîmplă și cu zincul.

Figura 2 ilustrează o comparație între rezistența la coroziune a oțelului aliat 17% Cr cu și fără un strat de crom protector. Se poate ușor observa din diagramă îmbunătățirea adusă acestui oțel prin cromare. Piesele cromate nu s-au alterat nici după 30 de luni, în timp ce piesele necromate prezentau urme relativ pronunțate de coroziune.

Aceste constatări se suprapun cu cele ale altor cercetări [4], [5]. De reținut deci, în mod special, că nu se cromează numai în scopul de a uniformiza aspectul oțelurilor aliate cu acela al pieselor nichelate și cromate, ci în primul rînd ca măsură anticorosivă.

O prelucrare mecanică îngrijit executată este absolut necesară la oțeluri cu mai puțin de 16% Cr, dacă se urmărește o bună rezistență la coroziune [6], [7]. La oțeluri cu conținut mai ridicat de crom sau la oțeluri austenitice cu Cr—Ni prelucrarea mecanică specială nu mai este necesară. Aceste oțeluri devin mai rezistente la coroziune chiar și numai după o decapare îngrijită.

Toate reperele care trebuie să prezinte un aspect decorativ se supun — aproape întotdeauna — șlefuirii și lustruirii. Cu cît condițiile impuse pieselor lustruite sînt mai pretențioase, cu atît materialul de la care se pleacă trebuie să fie mai atent selecționat. La piesele de automobile ca, de exemplu: bara de șoc, capacele de roată, decorațiile exterioare etc. se pun condiții deosebite. Alegerea tablelor pentru aceste repere este, de aceea, deosebit de importantă și influențează puternic costul de prelucrare.

Prelucrarea unui material defectuos și necorespunzător duce inevitabil la un cost mărit, deoarece necesită mai multe trepte de lucru cu o gamă mai largă de abrazivi.

În unele cazuri nu se obțin rezultate satisfăcătoare chiar la utilizarea unei game foarte mari de abrazivi și deci a foarte multe trepte de lucru. Un caz tipic de acest fel l-a prezentat materialul din care se execută țevile telescopice (bara care delimitează spațiul șoferului) la autobuzele urbane TV2U și la troleibuzele TV2E. O șarjă de țevi avea o suprafață atît de atacată, încît a fost imposibilă îndepărtarea porilor prin mijloacele existente în atelierul de acoperiri metalice, piesele trebuind să fie trimise la strung spre a îndepărta prin așchiere defectele de suprafață. Este evident că o astfel de prelucrare devine deosebit de scumpă și, deci, nerentabilă.

Oțelurile anticorosive prezintă o rezistență mai mare la șlefuire și lustruire decît oțelurile obișnuite de construcții. Datorită acestui lucru polizarea și lustruirea devin mai dificile și costul prelucrării crește. De remarcat la aceste oțeluri este aderența mare pe care o au pe ele țunderul și peliculele oxidice. Din cauza alungirii reduse a acestora și a tenacității lor este ca și imposibilă „înmuierea" suprafeței (respectiv fărîmițarea oxizilor) cu formarea unui strat amorf (strat Beilby) așa cum se întîmplă la celelalte materiale.

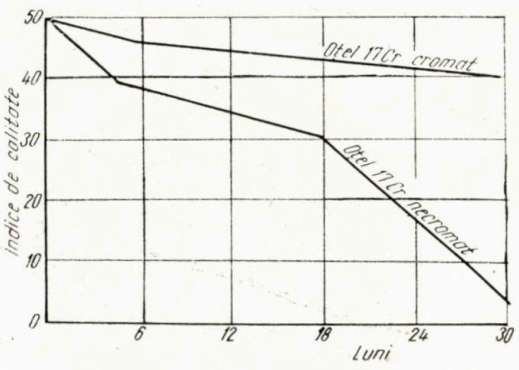


Fig. 2

Oțelurile inoxidabile mai posedă, pe de altă parte, și o conductibilitate termică redusă, care dublată și de coeficientul mare de frecare al acestora face să se ajungă în timpul șlefuirii foarte ușor la supraîncălzire. Acest neajuns poate fi evitat prin anumite măsuri de protecție. Ca principiu, aceste oțeluri nu trebuie șlefuite și lustruite uscat ci numai cu grăsimi adecvate.

Pentru polizare se utilizează șaibe cu ventilație sau, în locul șaibelor compacte, așa-numitele șaibe-deget. În literatura

de specialitate se mai recomandă utilizarea aerului comprimat pentru răcire în timpul prelucrării (şlefuirii şi lustruirii).

Ideale sînt în acest scop pastele fluide pe bază de emulsii, care au o bună capacitate de răcire. La şlefuirea şi lustruirea cu paste lichide se poate lucra cu o apăsare mai mare decît în cazul pastelor solide, fără a risca o supraîncălzire.

De aici rezultă că la şlefuire şi lustruire trebuie acordată o deosebită atenţie. Din această cauză pastele de şlefuit şi lustruit oţeluri inoxidabile au o compoziţie cu totul specială. Seria de granulaţie la şlefuire trebuie aleasă cu multă grijă. O şlefuire brută (foc) prea grosieră trebuie evitată. Din cauza tenacităţii acestor oţeluri, rizurile care nu au fost îndepărtate la polizare nu mai pot fi îndepărtate în operaţiile ulterioare.

Pentru piese cu suprafaţă mare, ca bare de şoc, capace de roţi etc., s-a încercat şlefuirea şi lustruirea electrolitică, dar acest procedeu — din motive economice — s-a dovedit a nu fi încă rentabil în stadiul actual de dezvoltare a lui. Lustruirea electrolitică a oţelurilor inoxidabile se limitează în prezent la piese cu suprafaţă mică.

Datorită coroziunilor din ce în ce mai accentuate, ca urmare a industrializării şi a sporirii transporturilor pe şoselele noastre, galvanotehnica are de luptat, pe de o parte, cu acest factor şi, pe de altă parte, cu tendinţa de a prelungi viaţa părţilor decorative ale automobilelor pe cît posibil la durata de existenţă a vehiculului însăşi.

Dezvoltarea şi introducerea noilor metode de galvanizare a avut un efect aproape revoluţionar pe acest tărîm. O dată cu apariţia depunerilor binichel, trinichel, bicrom etc., reclamaţiile au scăzut şi, de aceea, a pierdut din actualitate şi discuţia utilizării altor materiale la piesele decorative pentru automobile.

BIBLIOGRAFIE

[1] Copson H. R. şi Tice E. A. Werkstoffe und Korrosion, 15 (64), nr. 8, p. 650.

[2] Janssen K. şi Moser R. Werkstoffe und Korrosion, 15 (64), nr. 10, p. 804–808.

[3] Evans T. E. Werkstoffe und Korrosion 15 (64), nr. 10, p. 797–803.

[4] Mc. Dougall J. AES Proc., 1961, p. 120–127.

[5] Seyb E. J. AES Proc., 1962.

[6] *** *Schleifen und Polieren nicht-rostender und hitzebeständiger. Stähle*, Schweizer Maschinenmarkt, nr. 35, 1959.

[7] *** *Schleifen rostbeständiger Stähle.*

[8] *** Blasberg mitteilungen, nr. 13, 1965, Galvanotechnik, nr. 4, 1965 p. 188–194.

CILINDRI DE FONTĂ
PENTRU LAMINOARE

„OFERĂ V/O MAŞINOEXPORT"

MACHINOEXPORT

Diametrul tăbliei de la 200 pînă la 1300 mm
şi lungimea tăbliei de la 160 pînă la 4 000 mm

Duritatea ridicată
Suprafaţa de lucru finisată
Alierea cu crom, nichel, molibden, magneziu
Rezistenţă mare la uzură
Cilindri duri, cu două straturi, şi semiduri

Se pot lua informaţii la următoarea adresă:

V/O „MAŞINOEXPORT"
U.R.S.S., Moscova, V-330
Mosfilmovscaia, 35

PUBLICOM

RECENZII

Handbuch für das Eisenhüttenlaboratorium. Band 2. Die Untersuchung der metallischen Stoffe (Manual pentru laboratorul siderurgic. Vol. 2 Cercetarea substanţelor metalice) Ediţia a 2-a refăcută şi îmbunătăţită, Düsseldorf, Ed. Stahleisen, M.B.H., 1966.

O comparaţie cu ediţia anterioară a manualului, apărută în aceeaşi editură (1941), dă o imagine asupra progreselor realizate în domeniul tehnicii analitice ale produselor siderurgice în intervalul scurs între cele două ediţii. Se poate observa o adevărată revoluţie în acest domeniu, metodele fizice, în special cele spectrometrice cu înregistrare directă a rezultatelor şi cele de fluorescenţă a razelor Roentgen tinzînd să înlocuiască complet analiza chimică pe cale umedă, cît şi metodele fizico-chimice de analiză, în special cînd este necesară o cunoaştere operativă a rezultatelor analitice.

Manualul, elaborat de comisia chimiştilor din cadrul Asociaţiei siderurgiştilor germani, pune un accent deosebit pe noile metode de analiză. Se dezvoltă considerabil faţă de ediţia anterioară capitolul „Cercetări spectrochimice". Într-un capitol nou se descriu amănunţit metodele de fluorescenţă a razelor Roentgen.

Dar avîndu-se în vedere că precizia şi siguranţa în funcţionare a aparaturii spectrale moderne este condiţionată de o perfectă analizare a probelor de referinţă, care servesc la etalonarea aparatelor, accentul principal se pune pe prezentarea metodelor analitice chimice pe cale umedă, completate cu cele mai eficiente metode fizico-chimice (fotometrice, volumetric-potenţiometrice, polarografice şi culometrice). Metodele prezentate au fost selectate cu foarte mult discernămînt, criteriul principal fiind precizia rezultatelor. Ţinîndu-se seamă că nu toate laboratoarele din siderurgie dispun de aparatură spectrală direct înregistratoare, se descriu şi metode rapide, foarte utile în laboratoarele chimice de pe lîngă secţiile productive, dar şi pentru atribuirea mărcii oţelului. În general, s-a dat o mare dezvoltare metodelor fotometrice şi spectrofotometrice care oferă rezultate satisfăcătoare în timp mult mai redus decît metodele chimice clasice.

În cazul oţelurilor înalt aliate sau a dozării elementelor în urme, în general, se merge pe procedee de extracţie cu solvenţi organici fie pentru îndepărtarea elementelor stînjenitoare, fie pentru separarea elementului de determinat, urmată de fotometrarea după caz a fazei organice sau apoase. La fiecare determinare se indică limitele de erori şi timpul necesar executării.

Manualul cuprinde următoarele capitole: analiza fontelor şi a oţelurilor; analiza feroaliajelor şi a metalelor de aliere; analiza metalelor dure; analize spectrochimice (cu subcapitolele: spectrometria optică de emisie şi spectrometria prin roentgen-fluorescenţă); analiza microchimică; determinarea incluziunilor nemetalice; analiza straturilor metalice de protecţie.

Manualul este foarte util personalului care lucrează în laboratoarele siderurgice sau ale uzinelor constructoare de maşini. De asemenea, este binevenită iniţiativa editurii de a publica anual volume de completare care să descrie metodele noi care se dovedesc superioare celor descrise în manual.

Chim. *N. Chindler*

I. G. Generson. **Pokovki iz speţialnih stalei** (Piese forjate din oţeluri speciale). Leningrad, Editura Izdatelstvo Maşinostroenie, 1967.

În lucrare se prezintă problemele specifice ridicate de fabricaţia pieselor forjate liber, în general cu gabarite mari, executate din oţeluri rezistente la coroziune şi din oţeluri refractare, utilizate în construcţia agregatelor energetice şi în alte ramuri industriale. Capitolele I — V au un caracter general şi reprezintă circa 35% din volumul lucrării. În capitolul I se prezintă oţelurile înalt aliate, elaborate în U.R.S.S., făcîndu-se referiri mai ales la caracteristicile şi proprietăţile specifice acestora, a căror cunoaştere condiţionează forjarea corectă a pieselor mari. În capitolul II se prezintă rolul factorilor metalurgici ai materiei prime pentru realizarea unor caracteristici dorite ale pieselor forjate; se dau indicaţii privind elaborarea oţelurilor speciale, precum şi tabele privind alegerea raţională a parametrilor dimensionali şi a formei lingourilor. Capitolul III este dedicat caracterului specific al condiţiilor termomecanice necesare deformării plastice a oţelurilor înalt aliate: modificarea structurii metalului în funcţie de condiţiile de temperatură şi viteză a deformaţiei; intervalul de temperaturi pentru forjare; regimul de încălzire a lingourilor; tabele cu rezistenţa la deformare a cîtorva oţeluri speciale etc. În capitolul IV se analizează influenţa condiţiilor de execuţie a forjării asupra deformabilităţii oţelurilor speciale şi asupra calităţii pieselor forjate; se dau indicaţii privind geometria sculelor de forjare, precum şi exemple de defecte produse în piesele forjate în urma utilizării unor lingouri necorespunzătoare sau aplicării unei tehnologii incorecte de forjare. Indicaţiile generale tehnologice se continuă în capitolul V prin descrierea proceselor de tratament termic aplicate pieselor forjate; se indică diagrame tipice de tratament termic şi se prezintă unele curbe de variaţie a proprietăţilor mecanice ale pieselor forjate în funcţie de tratamentul termic la care acestea au fost supuse.

Trecînd de la caracterul general al lucrării, în capitolele următoare (VI, VII, VIII) autorul prezintă o serie de exemple practice de forjare a unor piese cu configuraţii specifice, ca: discuri şi rotoare pentru turbinele cu gaze, axe în trepte, tuburi lungi, racorduri. Pe lîngă o prezentare suficient de detaliată a tehnologiei aplicate, sînt arătate şi aspecte legate de cercetarea proceselor de deformare, precum şi justificarea tehnică a soluţiilor adoptate. Exemplele sînt clasificate după mărcile oţelurilor folosite: capitolul VI — pentru clasa oţelurilor perlitice (EI-415, 15H1M1F, R2 şi R2M); capitolul VII — pentru clasa oţelurilor martensitice (2H13, 1H17N2, 1H12VNMF şi OH12ND) şi capitolul VIII — pentru clasa oţelurilor austenitice (H18N9, H18N9T, OH18N10, H18N10T, OH18N10T, EI-726, EI-612, EI-572, GT7005 şi H18N22V2T2). Ultimele trei capitole au un pronunţat caracter practic şi reprezintă volumul cel mai mare al lucrării (cca. 65%). Lucrarea este completată cu o bibliografie relativ bogată, dar unilaterală, cuprinzînd 61 referiri bibliografice din literatura de specialitate din U.R.S.S. şi numai o referire bibliografică din literatura americană.

Lucrarea are un volum de 310 pagini, 84 figuri şi 55 tabele conţinînd un material documentar util cadrelor tehnico-inginereşti din atelierele mari de forjă care execută piese forjate, precum şi celor din institutele de cercetări şi proiectări de specialitate. Pentru specialiştii din ţara noastră, lucrarea prezintă un interes deosebit în momentul actual cînd se dezvoltă rapid producţia de piese forjate cu gabarit mare, destinate obiectivelor hidro- şi termo-energetice, utilajelor chimice, utilajelor siderurgice etc.

Ing. *M. Codreanu*

L. S. Moroz şi B. B. Ceciulin. **Fragilitatea la hidrogen a metalelor.** Moscova, Metallurghia, 1967, 256 pag., 140 fig.

În prezent sînt tot mai multe ţările care au trecut de la publicaţiile tehnice generale la acelea care abordează probleme limitate, dar în profunzime. În acest ansamblu se poate înscrie şi prezenta lucrare care a fost tipărită de curînd.

Lucrarea cuprinde zece capitole, şi anume: „Generalităţi privind interacţiunea hidrogenului cu metalele"; „Fragilitatea la hidrogen a oţelurilor"; „Fragilitatea la hidrogen a nichelului"; „Fragilitatea la hidrogen a molibdenului"; „Fragilitatea la hidrogen a cuprului, aluminiului şi magneziului"; „Fragilitatea la hidrogen a titanului şi aliajelor cu bază de titan"; „Fragilitatea la hidrogen a zirconiului şi aliajelor sale"; „Fragilitatea la hidrogen a vanadiului, tantalului şi niobiului"; „Fragilitatea la hidrogen a uraniului şi toriului"; „Generalităţi privind fragilitatea la hidrogen a metalelor".

Este firesc ca la începutul unei astfel de monografii să fie date citeva constante fizice ale hidrogenului, caracteristici termodinamice, difuzia hidrogenului şi stările hidrogenului în metale.

Autorii lucrării acordă o atenţie deosebită prezentării fragilităţii cauzate de hidrogen la oţelurile carbon şi aliate. Pe baze termodinamice sînt susţinute toate consideraţiile privind particularităţile fragilităţii la hidrogen a oţelurilor. Sînt cuprinse consideraţii privind difuzia şi stările hidrogenului în oţeluri şi influenţele pe care le are hidrogenul asupra proprietăţilor mecanice ale oţelurilor standardizate în U.R.S.S. Un spaţiu corespunzător este rezervat şi problemei fulgilor în oţeluri (citeva dintre micrografii sînt foarte reuşite şi edificatoare). Se prezintă şi efectul pe care îl joacă viteza de deformare şi temperatura asupra fulgilor din oţeluri. În continuare se dau date privind fragilitatea la hidrogen a oţelurilor austenitice şi rezistenţa la temperatură.

După aceeaşi metodologie, evident în funcţie de importanţa pe care o joacă în tehnică, se prezintă şi fragilitatea cauzată de hidrogen şi la celelalte metale.

Se recomandă monografia lui A. S. Moroz şi B. B. Ceciulin mai ales acelora care lucrează în problema elaborării metalelor şi aliajelor, dar şi acelora care le încearcă sau le folosesc, deoarece sînt prelucrate majoritatea cercetărilor existente în acest domeniu la nivelul actual de informare.

Ing. *C. Rădulescu*

S. T. JAZWINSKI. **Intensificarea proceselor de producţie în siderurgie.** Katovice, Slask, 1967, 284 pag., 234 fig.

Noua publicaţie a prof. S. T. Jazwinski a fost concepută ca o lucrare care să se adreseze, în principal, inginerilor şi tehnicienilor care lucrează în probleme de siderurgie, iar în unele privinţe şi ca material suplimentar studenţilor care se pregătesc în acelaşi domeniu. Aprecierea are în vedere atît tematica cuprinsă, cît şi modul de prezentare sub aspectul materialului ilustrativ.

Cartea cuprinde următoarele capitole: „Minereurile de fier"; „Intensificarea proceselor de furnale"; „Reducerea minereurilor de fier în afara furnalelor"; „Procesele de prelucrare continuă a minereului şi materiilor prime"; „Intensificarea proceselor de obţinere a oţelului"; „Intensificarea turnării oţelului"; „Procesele sub vid şi importanţa lor în metalurgie"; „Topirea sub jet de electroni"; „Topirea şi rafinarea zonară"; „Materiale refractare pentru topire"; „Noile orientări în metalurgie".

Bazată pe o bibliografie bogată (peste 160 trimiteri bibliografice) lucrarea se încheie cu un index de autori şi unul de termeni.

Revenind la aprecierile generale, se consemnează faptul că lucrarea cuprinde multe din recomandările tehnologice care trebuie cunoscute pentru introducerea procedeelor la scară industrială. Materialul ilustrativ este în cea mai mare parte bazat pe date de exploatare.

Dacă procedeelor de elaborare a oţelurilor li se acordă o atenţie deosebită, nu acelaşi lucru se poate spune despre procedeele de elaborare a fontelor, cu toate că sînt descrise particularităţile folosirii aerului supraîncălzit şi ale adaosurilor combustibile în furnal. La modul general se descriu şi procedeele noi de lucru în celelalte sectoare de muncă din siderurgie. Bazele proceselor luate în discuţie sînt succint redate, referirile teoretice apar numai pentru susţinerea unor aspecte tehnologice.

Lucrarea merită atenţie şi studiu, putînd servi ca inspiraţie atît pentru cercetare, cît şi pentru uzine.

Ing. *C. Rădulescu*

Typical microstructures of cast metals (Microstructuri tipice de metale turnate). Londra, The Institute of British Foundrymen, 1966, Ediţia a II-a, 274 pag., 430 fotografii.

Lucrarea, editată de The Institute of British Foundrymen cu participarea specialiştilor din numeroase firme şi organizaţii, cuprinde într-o formă grafică excelentă peste 400 de microfotografii ale structurilor tipice metalelor turnate.

Partea introductivă a lucrării tratează foarte succint „Pregătirea probelor pentru examinarea microstructurilor". Sînt date metode şi materiale de şlefuire, tehnica atacului şi diverşi agenţi chimici pentru atacul probelor metalografice.

Microfotografiile au fost împărţite pe grupe de materiale metalice în trei mari părţi: fonte, oţeluri şi neferoase. Fiecare parte a căutat să acopere cît mai bine posibil domeniul respectiv. Microfotografiile sînt însoţite de titlul explicativ al specificaţiei, compoziţia chimică, proprietăţile mecanice şi descrierea constituenţilor microstructurali puşi în evidenţă. În unele cazuri se dau date suplimentare pentru precizarea unor noţiuni. Astfel, în seria fontelor cenuşii se descriu şi se ilustrează eutecticul fosforos şi eutecticele ternare şi pseudobinare. Se dau, de asemenea, explicaţii detaliate în cazul fontelor maleabile cu miez alb, miez negru şi perlitice a fontei cu grafit nodular, fonte înalt aliate cu siliciu, fonte refractare, fonte albe rezistente la uzură.

Partea „Oţeluri" începe cu oţeluri cu conţinut scăzut de carbon, continuă cu oţeluri slab şi mediu aliate şi se încheie cu tipuri de oţeluri înalt aliate.

În acelaşi mod partea „Neferoase" cuprinde microstructuri reprezentative de aliaje uşoare şi aliaje pe bază de cupru, staniu şi plumb, pentru aliajele cele mai uzuale. Această parte se încheie cu 20 microfotografii care pot servi la identificarea defectelor (incluziuni de gaze şi diverşi oxizi).

De asemenea, se arată efectul temperaturii de turnare asupra mărimii grăuntelui în aliajele de aluminiu.

La baza lucrării au stat standardele britanice. Lucrarea şi-a propus să prezinte exemple vaste de aliaje folosite în producţia de piese turnate, fapt pentru care au fost date şi microstructurile unor aliaje pentru care nu au fost indicate standardele.

Corelarea microstructurii cu compoziţia chimică şi proprietăţile mecanice măreşte foarte mult valoarea acestei lucrări care poate fi considerată ca cea mai completă de acest gen.

Lucrarea poate fi de un real folos cadrelor didactice, studenţilor, precum şi inginerilor care lucrează în acest domeniu.

Ing. *Ecaterina Spleiss*

H. LIPPMANN şi O. MAHRENHOLTZ. **Plastomechanik der Umformung metallischer Werkstoffe — Erster Band** (Mecanica prelucrării prin deformare plastică a materialelor metalice — Vol. I). Berlin (Heidelberg, New-York), Springer Verlag, 1967.

Cercetările tehnico-ştiinţifice ale comportării corpurilor solide la deformări plastice au marcat o dezvoltare considerabilă numai în ultimele decenii, în urma aplicării pe scară tot mai largă în industrie a procedeelor de deformare plastică a metalelor. Lucrarea este dedicată plastomecanicii care se aplică deformării metalelor prin forjare, presare, laminare, tragere etc., privind atît determinarea efortului capacităţii şi lucrului mecanic de deformare, necesar calculului maşinilor respective, cît şi aprecierii procesului de curgere a metalului, cu influenţa acestuia asupra proprietăţilor mecanice, omogenităţii şi stării tensiunilor proprii, din piesa gata deformată.

În mod intenţionat autorii situează în primul plan teoria, sub forma unei prezentări fundamentale a unor modele tipice fiecăruia din procesele de deformare tratate, modele care au la bază o formulare matematică precisă. Se consacră

un spațiu considerabil argumentării modelelor folosite și aprecierii valabilității acestora în cazurile concrete din practică. Prin aceasta cititorul nu învață numai să calculeze, ci și să înțeleagă fondul fizic al proceselor de deformare plastică a metalelor. Cu toate că deseori anumite relații de calcul apar lungi și dificile la prima vedere, acestea reprezintă de regulă operații relativ simple, care presupun din partea cititorului cunoștințe matematice pînă la calculul diferențial și integral cu o singură variabilă. Pentru teoreticianul care nu a avut ocazia să cunoască în practică procesele tehnice de deformare plastică, fiecare capitol — în care teoria are aplicații practice — conține o descriere tehnologică sumară a procesului de deformare tratat.

După o introducere sumară privind noțiunile de bază (cap. 1), se trece la analiza comportării materialelor supuse deformărilor plastice, considerîndu-se încercarea la tracțiune și compresiune ca experimentul de bază al plastomecanicii (cap. 2). Pornind de la acest experiment, în capitolul 3 se elaborează teoria elementară a proceselor de deformare plane și axial-simetrice, care sînt tratate în mod unitar și într-o formulare matematică clară și relativ simplă. Ținînd seama de progresul actual realizat în tehnica deformărilor cu viteze și energii înalte, autorii introduc de la început, în toate relațiile matematice de bază, forțele de inerție care se produc la accelerațiile înalte ale particulelor de material. Cea mai mare parte a lucrării o constituie tratarea aplicațiilor practice ale teoriei elementare (cap.4—7). Cititorului i se prezintă o variată gamă de soluții privind formarea, presarea, laminarea, tragerea, extrudarea și forjarea prin rotație, ținîndu-se seama în unele cazuri și de deformațiile elastice ale sculei și ale materialului. În aceste capitole se tratează de exemplu: procesele dinamice la presare și forjare; deformarea elastică a cilindrilor și cajei la laminarea la rece a benzilor; forma, geometria și cinematica filierelor la tragerea sîrmei etc.

În penultimul capitol se face trecerea la mecanica mediilor continue, pornindu-se de la calculul tensorial și vectorial (evitat în prima parte a lucrării). Se continuă apoi cu aplicațiile acestui calcul la cercetarea curgerii materialului (cinematica și viteza modificărilor de formă), determinarea eforturilor, ecuațiile de bază. În încheiere se trece la analiza comparativă a legilor de comportare elastică, vîscoasă și plastică a materialelor, cu o serie de referiri la exemplele date anterior în cuprinsul lucrării. Ultimele două capitole au pe lîngă scopul de a ajuta la o înțelegere mai bună și la o interpretare corectă a comportării materialelor și pe cel de a pregăti pe cititor pentru materialul tratat în viitorul volum II.

Lucrarea are un volum de circa 400 pagini și numeroase figuri și este destinată atît inginerilor din practică, cît și cadrelor didactice și din institutele de cercetări, care se ocupă cu cercetarea tehnico-științifică a procedeelor de deformare plastică a metalelor. O bibliografie bogată (298 referiri bibliografice), un index alfabetic cu numele autorilor indicați în bibliografie, precum și noțiunile principale folosite în text dau lucrării un caracter de manual atît didactic, cît și practic.

Ing. *M. Codreanu*

CRONICĂ

CONSFĂTUIREA CU TEMA: „DEZVOLTAREA PRODUCȚIEI DE OȚELURI DE CALITATE"

În zilele de 14—15 decembrie 1967 a avut loc la Combinatul siderurgic — Hunedoara consfătuirea tehnico-științifică cu tema: „Dezvoltarea producției de oțeluri de calitate (carbon și aliate)", organizată de Ministerul Industriei Metalurgice și Secția siderurgie a Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor. Au participat 80 cadre tehnice din combinatele, uzinele și institutele de proiectări și cercetări aparținînd M.I.M., precum și reprezentanți ai principalilor beneficiari de oțel din țară.

În cadrul consfătuirii au fost prezentate referatele: Stadiul actual și perspectiva producției de oțeluri aliate în țara noastră (Gh. Ilin); Creșterea producției de oțeluri de calitate și îmbunătățirea calității laminatelor (O. Klöckl); Fabricația oțelurilor aliate și de calitate la Combinatul siderurgic — Reșița (M. Matiu); Fabricarea și dezvoltarea producției de oțel pentru rulmenți (I. Valea) și Probleme ale utilizării și dezvoltării producției de oțeluri termorezistente pentru construcția de mașini (B. Rotenstein).

Lucrările consfătuirii au avut scopul să dezbată principalele probleme care stau în fața siderurgiștilor, a căror rezolvare să ducă la creșterea producției și la îmbunătățirea calității oțelurilor de calitate și aliate.

În ultimii ani se constată că siderurgiștii, cu sprijinul cercetătorilor de la ICEM, au asimilat noi mărci de oțeluri cu caracteristici superioare și au sporit gama tipodimensiunilor în sectorul de laminoare. Se remarcă însă că activitatea de asimilare de noi mărci de oțeluri care să se producă pe scară industrială și în sortimente variate nu se desfășoară la nivelul sarcinilor privind promovarea progresului tehnic în toate ramurile economiei naționale. Aceasta se datorește faptului că siderurgia nu grăbește ritmul de asimilare a noilor mărci de oțeluri, iar proiectanții nu prevăd folosirea cu încredere a noilor mărci de oțel românești, fie din cauza cunoașterii insuficiente a caracteristicilor fizico-mecanice, fie datorită unui spirit conservator.

Principalele probleme, reieșite din referatele prezentate și în urma discuțiilor purtate, au fost:

— Asimilarea unor noi mărci de oțeluri necesare industriei construcțiilor de mașini, industriei petroliere, chimice, construcțiilor etc. În acest sens este necesară analiza posibilităților de scurtare a perioadei de asimilare a mărcilor de oțel din planul de asimilări. Pentru industria chimică planul prevede asimilarea a 12 mărci de oțel: 6 mărci de oțel au termen de asimilare pînă în anul 1970, iar 6 se vor asimila abia după anul 1970.

— Producerea de profile fasonate, benzi și table din oțeluri slab aliate și folosirea acestor oțeluri în construcția mașinilor, instalațiilor, utilajelor și agregatelor. Prin folosirea oțelurilor slab aliate se realizează, pe lîngă economia de metal, parametrii tehnici și economici îmbunătățiți ai mașinilor și utilajelor. De exemplu: uzina „Progresul" — Brăila va realiza o economie de metal de 15—20%, numai la construcția compresorului, screperului și a buldozărului, iar uzinele „23 August" de 17% la rezervoarele sferice, prin utilizarea oțelurilor slab aliate.

— Îmbunătățirea caracteristicilor fizico-mecanice ale oțelurilor pentru prăjinile de foraj. S-a subliniat că de circa 20 de ani de cînd se produc prăjinile de foraj se utilizează același oțel căruia i se aplică același tratament.

— Analiza necesarului de elemente de aliere și a posibilităților de asigurare.

— Elaborarea oțelurilor de cementare pentru roți dințate cu o granulație fină și în limite restrînse, pentru eliminarea deformațiilor la tratamentul secundar.

— Introducerea unor procedee moderne de elaborare și turnare a oțelurilor ca: retopirea sub vid, sub zgură sau cu fascicul de electroni, folosirea oxigenului, utilizarea aliajelor complexe, folosirea materialelor termogene etc.

— Fabricarea pe stoc a anumitor mărci de oțeluri care sînt solicitate în cantități mai mici și livrarea către beneficiari printr-o bază unică de desfacere.

— Necesitatea revizuirii standardului cuprinzînd oțelurile pentru construcții în sensul ridicării limitei de curgere.

— Livrarea de laminate din oţeluri aliate în stare brută. Prin eliminarea operaţiei de cojire s-ar economisi 10—15% din oţelul laminat.

— Crearea unui colectiv central la nivelul Ministerului Industriei Metalurgice care să coordoneze acţiunea de utilizare a calculatoarelor electronice.

— Întocmirea unor cataloage anuale care să cuprindă caracteristicile fizico-mecanice ale tuturor oţelurilor ce se fabrică în ţară, precum şi tipodimensiunile de livrare.

— Organizarea periodică a unor consfătuiri similare cu participarea largă a cercetătorilor, producătorilor şi beneficiarilor de oţel.

Toate aceste probleme vor fi cuprinse în planul de măsuri, care va fi supus spre aprobare conducerii ministerului şi difuzat tuturor întreprinderilor pentru realizare.

Participanţii la consfătuire au vizitat secţiile de oţelărie şi grupul de laminoare Pestiş din cadrul Combinatului siderurgic — Hunedoara.

Ing. *P. Filimon*

CONFERINŢA CU TEMA: „OŢELURI PENTRU INDUSTRIA ENERGETICĂ ŞI CHIMICĂ"

(Republica Socialistă Cehoslovacia)

Între 24 şi 27 octombrie 1967 a avut loc în staţiunea climaterică Tatranska Lomnica (Tatra de sus) conferinţa organizată de Casa tehnicii din Ostrava, în colaborare cu Grupa naţională de specialitate pentru metale, cu Grupa regională pentru deformarea metalelor din Ostrava şi cu conducerea uzinei de fier Vitkovice, — „Klement Gottwald" din Ostrava.

Conferinţa desfăşurată sub egida Asociaţiei tehnico-ştiinţifice din R.S.C. şi a Comisiei centrale pentru siderurgie a dat prilej unui cerc larg de specialişti din zece ţări europene să facă un schimb util de experienţă şi de informaţii asupra problemelor actuale din domeniul fabricării şi utilizării oţelurilor pentru industria energetică şi chimică.

Lucrările conferinţei s-au desfăşurat în nouă secţii, cu temele următoare:

Secţia I — Oţeluri carbon şi slab aliate pentru recipiente sub presiune, pînă la temperatura de 450°C (11 comunicări);

Secţia a II-a — Oţeluri refractare slab aliate (6 comunicări);

Secţia a III-a — Oţeluri refractare şi rezistente la hidrogen cu conţinutul de crom pînă la 12% (5 comunicări);

Secţia a IV-a — Oţeluri refractare şi anticorosive (11 comunicări);

Secţia a V-a — Materiale metalice placate (6 comunicări);

Secţia a VI-a — Teoria fluajului şi a ruperii la fluaj (9 comunicări);

Secţia a VII-a — Teoria valorificării încercărilor de durată (5 comunicări);

Secţia a VIII-a — Probleme legate de utilizarea în condiţii de exploatare a oţelurilor pentru instalaţii energetice (3 comunicări);

Secţia a IX-a — Problemele teoretice ale deformării oţelurilor pentru industria energetică şi chimică (12 comunicări).

La cele 69 lucrări, precum şi la discuţiile purtate, care au fost deosebit de animate la secţiile II, IV, V, VI şi IX, au participat oameni de ştiinţă şi ingineri din Anglia, Belgia, R. D. Germană, R. F. a Germaniei, Italia, Olanda, R. P. Polonia, R. S. România, U. R. S. S. şi R. S. Cehoslovacia.

Materialele comunicărilor susţinute la conferinţă au fost multiplicate şi difuzate participanţilor cu două — trei săptămîni înainte de data conferinţei, astfel că ea s-a putut desfăşura cu economie de timp şi cu deplina documentare a participanţilor. Lucrările pe secţii s-au desfăşurat în ordine succesivă, fiecare începînd cu prezentarea referatului de sinteză al comunicărilor din secţia respectivă, întocmit de un specialist al ţării gazdă, referate care au durat fiecare aproximativ o oră. Acestea au fost urmate apoi de întrebări, răspunsuri, completări şi discuţii axate pe problemele atacate în comunicări.

Desfăşurarea bună şi operativă a lucrărilor a fost asigurată punîndu-se la dispoziţia participanţilor serviciile traducătorilor în patru limbi de largă circulaţie, prin intermediul unor căşti şi aparate de recepţie fără fir, portabile.

De menţionat că în R.S.C. problemele fabricării şi utilizării oţelurilor pentru industria energetică şi chimică au fost dezbătute în trecut în cadrul unor conferinţe organizate la intervale de cîte trei ani, dar numai cu participarea specialiştilor din ţară. Conferinţa din 24—27 octombrie 1967 a fost prima la care au fost invitaţi şi au participat 50 specialişti din mai multe ţări europene. Succesul ei va contribui, desigur, la continuarea tradiţiei şi la lărgirea cercului de participanţi.

Ing. *I. Franţiu*

Echipamente moderne pentru construcția și reconstrucția laminoarelor

Experiență — progres — productivitate! Acestea nu sînt decît simbolul evoluției și al stadiului actual de dezvoltare a firmelor producătoare de echipamente pentru laminoare, cunoscute în întreaga lume: VEB Schwermaschinenbau „Ernst Thälmann" din Magdeburg și VEB Schwermaschinenbau „Heinrich Rau" din Wildau. Experiența cîștigată timp de 60 de ani în construcția diferitelor tipuri de laminoare, precum și activitatea de cercetare privind dezvoltarea în viitor, garantează o tehnică înaintată și produse de calitate excepțională, apreciate de nenumărații noștri clienți de pe toate continentele. La acestea se adaugă bineînțeles și programul multilateral de livrări pentru toate cazurile de necesitate. Acest program prevede fabricarea de echipamente pentru linii de laminare, inclusiv ajustaje destinate laminoarelor de oțel și de metale neferoase, ca: laminoare de profile mijlocii, laminoare de profile foarte ușoare, laminoare de tablă, laminoare de folii, laminoare la rece în pas de pelerin, laminoare de sîrmă și alte instalații, linii tehnologice complete sau mașini individuale. Dintre aceste produse remarcabile, care se situează printre cele mai moderne din lume în domeniul respectiv, se numără:

Unități de laminare finală a sîrmei, dispuse în bloc

11 unități similare de laminare, dispuse sub un unghi de 45°, producînd sîrmă cu diametre de 5-10 mm, cu viteze de laminare pînă la 60 m/s.

Laminoare la rece în pas de pelerin (Pilger)

de diferite mărimi constructive pentru calibre de intrare de 45-115 mm; înalt grad de automatizare; număr mare de curse de laminare; toleranțe restrînse.

Mașini de curățat și șlefuit țagle

pentru îndepărtarea rațională a defectelor de suprafață la țagle și platine cu lungimi de 1,5-12 m (presiune constantă de contact a discurilor abrazive).

Mașini de curățat și șlefuit fără centrare

pentru îndepărtarea automată a defectelor de suprafață și pentru șlefuirea profilelor ușoare și mijlocii cu diametre de 10-60 mm și lungimi de 2-8 m.

Mașini de debavurare a barelor de oțel

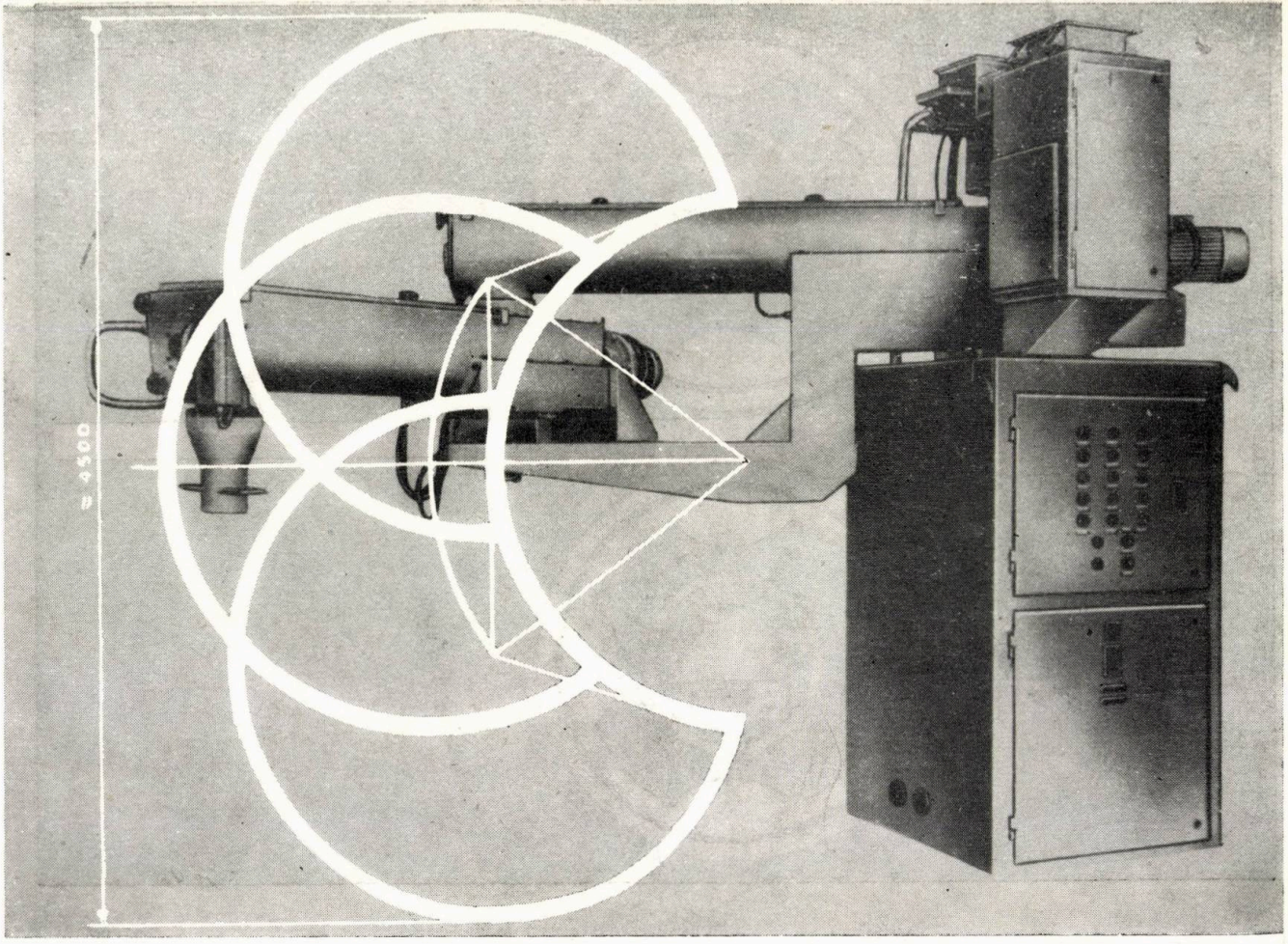
pentru eliminarea finală a bavurilor care apar la tăierea la cald cu ferăstrăul a barelor de oțel. Domeniul de lucru: diametre de 20-100 mm; timp de debavurare 20 s. Pentru echipamentele noastre moderne, destinate laminoarelor noi, sigure în funcționare, sau instalațiilor eficient reconstruite, alegerea este mai restrînsă.
Vă punem la dispoziție bucuros material informativ detaliat, sub numărul de referință A40/68.

DNVEST EXPORT

Deutscher Innen- und Aussenhandel
108 Berlin, Taubenstrasse 7/9
Telegramm: DIAINVESTA Telex: 011 2695 diaie dd
Republica Democrată Germană

Informații: Ambasada R.D.G. în România — Reprezentanța comercială
București, Calea Dorobanților 14

PUBLICOM



Amestecător continuu AMD6 cu aparat pentru dozarea pulberii

Funcţionare continuă
Conectare automată
Pompe speciale de dozare cu reglare continuă, fără trepte, a cantităţilor debitate
Amestecători melcaţi interschimbabili
Domeniu larg de basculare
Productivitatea 4,5 t/h

Amestecătorul continuu AMD6 este aparatul universal pentru pregătirea materialelor de formare, a nisipurilor argiloase cu sticlă solubilă, a nisipurilor de ciment şi a materialelor de formare utilizabile pentru executarea miezurilor mari şi a formelor voluminoase.

VEB GIESSEREIANLAGEN

7034 LEIPZIG. GERHARD—ELLROTH—STRASSE D. D. R.

Telefon: 80.841 **Telex: 051352**

INFORMAŢII

Ambasada R.D.G. în R. S. România
Reprezentanţa Comercială, Bucureşti
Calea Dorobanţilor 14

INVEST EXPORT

Comerţul interior şi exterior german
D.D.R.-108 Berlin, Taubenstrasse 7/9
Telefon: 22.05.0 Telex: 011 2695 diaie dd

PUBLICOM

MUNCITORI SI TEHNICIENI,

PRIN SEPARAREA NEFEROASELOR DE FEROASE, PRIN ORGANIZAREA LA LOCUL DE MUNCĂ A STRÎNGERII DEŞEURILOR METALICE PE SORTIMENTE, CONFORM STANDARDELOR, CONTRIBUIŢI LA REALIZAREA UNOR OŢELURI DE CALITATE SUPERIOARĂ. PREDAŢI METALELE VECHI ŞI DEŞEURILE METALICE LA DEPOZITELE ÎNTREPRINDERII PENTRU COLECTAREA METALELOR

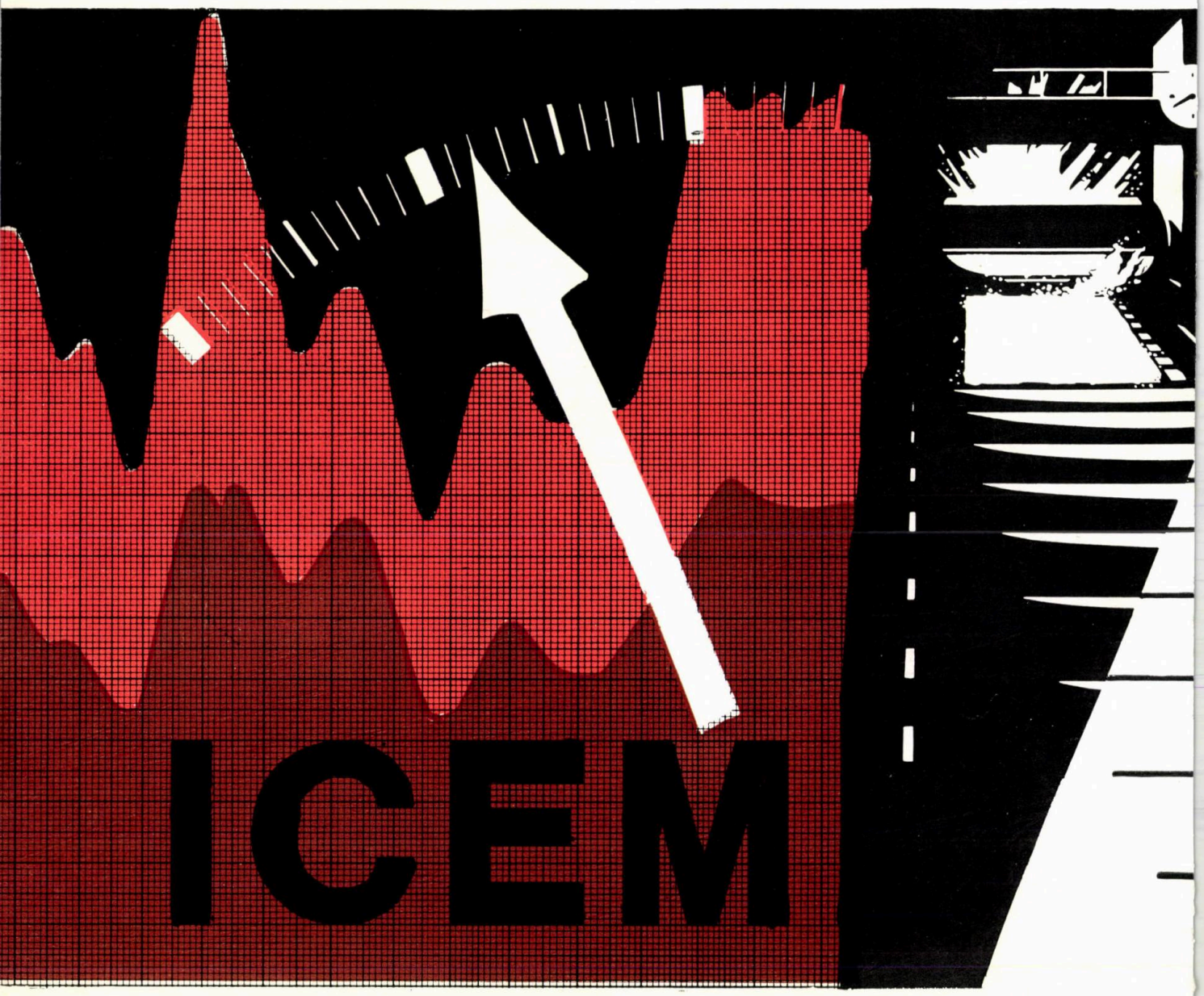
E 3280

METALURGIA

5

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XX • NR. 5 • MAI 1968

INSTITUTUL DE CERCETĂRI METALURGICE



- **DOTAT** cu utilaj și aparatură modernă, **execută** cercetări științifice în domeniile: fonte, oțeluri și prelucrările lor, utilizarea rațională a oțelurilor, aliaje neferoase, coroziune, metalurgia pulberilor, cocs,semicocs, termotehnică metalurgică, cercetări matematice și economice în metalurgie etc.
- **EFECTUEAZĂ** cercetări tehnologice pe bază de contract, expertize metalografice, laminări de diferite produse, încercări fizico-mecanice, analize chimice, măsurări electronice și cu radiații nucleare ale mărimilor caracteristice în siderurgie etc.
- **LIVREAZĂ** diverse produse rezultate în stații pilot, oțeluri, aliaje neferoase, pulberi metalice, șpanuri etalon etc.

BUCUREȘTI, STR. MEHADIEI NR.39, SECTORUL 7
TELEFON: 17.00.70-TELEX: 369

I. P. „Informația" — c. 5249

MŰSZAKI KÖNYVTÁR DOKUMENTÁCIÓS OSZTÁLY 1968

METALURGIA

Anul 20 nr. 5 mai 1968

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Klőckl O. : **Unele aspecte privind segregaţia elementelor în lingoul de oţel de 7 t.** 259

Cosneanu C., Cohn E. şi *Szabo A.* : **Amestecuri de formare şi miezuire fluide cu autoîntărire pe bază de nămol verde** 264

Suceveanu Gh., Iordăchescu E. şi *Radu A.* : **Controlul proceselor de nitrurare şi sulfizare în băi de săruri topite** 268

Drăgan I. : **Contribuţii la măsurarea deformabilităţii la cald a metalelor şi aliajelor prin metoda torsiunii** 273

Lederer A. : **Determinarea formatelor optime de brame şi de lingouri pentru produse plate** 277

Ojog V. : **Metode utile de planificare şi control al consumului de metal în industria metalurgică.** 287

REALIZĂRI TEHNICE

Ungureanu T., Toma P., Făclieru M. şi *Teodoriu A.* : **Profilarea la rece a ţevilor pătrate şi dreptunghiulare pe laminoare continue de ţevi sudate longitudinal.** 290

Sachelarie M. şi *Bolintineanu Gh.* : **Elaborarea şi turnarea fontelor înalt aliate cu aluminiu** 294

Moldovan T. şi *Alexinschi Taliana* : **Fabricarea cărămizilor silica pentru cocserii** 297

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Damsker D. : **Stadiul actual şi perspectivele introducerii calculatoarelor electronice în industria laminatelor de oţel din Republica Socialistă România** 300

Herşcovici P. : **Posibilităţile şi aspectele tehnico-economice ale dezvoltării producţiei de pulberi şi piese sinterizate în perioada 1971—1975** 307

Falk E. : **Consideraţii privind dezvoltarea industriei cocsochimice** 312

RECENZII 316

CRONICĂ 318

COMITETUL DE REDACȚIE

M. ALEXANDRU, C. DRAGOMIR, T. DUMITRESCU
C. HERTL, GH. ILIN, N. MURGULEȚ, I. NIȚĂ
P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, MARIA ROȘIANU
D. STĂNESCU, N. SÎRBU, L. SOFRONI, A. ȘERBAN,
CL. ȘTEFĂNESCU, I. TRIPȘA, T. ȚECU, P. WECHSLER

Redactor responsabil: L. SOFRONI
Redactor: MARIA SAVU

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, Str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon: 16.04.22 Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la Administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament: 022001 B.N. a Republicii Socialiste România — Sectorul 1. M.I.M. — Oficiul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc. c. 5249

„Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.P. nr. 560/426/966".

42 406

CONTENTS

DC 669.14–412 :620.184.2

Klöckl O. : **Some aspects regarding element separation in 7 to iron ingots**

Metalurgia 20(1968), nr. 5, p. 259–268

DC 621.742

Cosneanu C., Cohn E. and *Szabo A.* : **Moulding and core making, fluid, self-setting mixtures on crude sludge base**

Metalurgia 20(1968), nr. 5, p. 264–267

DC 621.785.53

Suceveanu Gh., Iordăchescu E. and *Radu A.* : **Nitriding and sulphiding process control in molten salt baths.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 268–272

DC 669.018 :539.414 :620.175

Drăgan I. : **Contributions to hot deformability estimation for metals and alloys by torsion method**

Metalurgia 20(1968), nr. 5, p. 273–276

DC 669–418

Lederer A.: **Optimal slab and ingot sizes for flat produets**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 277–286

DC 669.16.013.5 :338

Ojog V. : **Useful methods of planning and controlling metal consumption in the metallurgical industry**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 287–289

DC 621.771.35

Ungureanu T., Toma P., Făclieru M. and *Teodoriu A.* : **Cold shaping of square and rectangular tubes in continous longitudinal welding mills**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 290–292

DC 669.15.71–196 :621.74

Sachelarie M. and *Bolintineanu Gh.* : **Elaboration and casting of aluminium high alloy iron**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 294–296

DC 651.74 :666.763.3

Moldovan T. and *Alexinschi Tatiana* : **Silica brick manufacturing for coking plants**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 297–299

DC 621.771.2 :681.142–323.8

Damsker D. : **Present stage and autlooks for computer utilization in Rumanian rolled good industry**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 300–306

DC 669.18.338

Herşcovici P. : **Possibilities and technical and economical aspects of the development of powder and sinterized parts production in 1971–1975**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 307–311

DC 662.74 :668.7

Falk E. : **Considerations regarding coke-chemical industry development**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 312–315

INHALTSVERZEICHNIS

DK 669.14–412 :620.184.2

Klőckl O. : **Einige Einzelheiten der Stoffabsonderung in einem 7 T. Stahlblock**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 259–263

DK 621.742

Cosneanu C., Cohn E. und *Szabo A.* : **Flüssige, selbsterstarrende Form- und Kernmischungen auf Frisch-schlammbasis**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 264–267

DK 621.785.53

Suceveanu Gh., Iordăchescu E. und *Radu A.* : **Prüfung des Nitrirungs- und Sulfisierungsverfahrens in geschmolzenen Salzbädern**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 268–272

DK 669.018 :539.414 :620.175

Drăgan I.: **Beiträge zu der Warmbilsamkeitbestimmung für Metalle und Legierungen durch die Torsionsmethode**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 273–276

DK 669–413 :621.771.21

Lederer A. : **Optimalformatbestimmung der Brammen und Blöcke für platten**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 277–286

DK 669.16.013.5 :338

Ojog V. : **Zuträgliche Planungs- und Kontrollmethoden für Mettall verbrauch in der metallurgischen Industrie**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 287–289

DK 621.774.35

Ungureanu T., Toma P., Făclieru M. und *Teodoriu A.* : **Kaltprofilierung der quadratischen und rechteckigen Röhren auf Konti- Schweissrohrwalzwerken**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 290–293

DK 669.15'71–196 :621.74

Sachelarie M. und *Bolintineanu Gh.* : **Erzeugung und Guss von hoch-aluminiumlegiertem Stahl.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 294–296

DK 651.74 :666.763.3

Moldovan T. und *Alexinschi Tatiana*: **Silikasteinerzeugung für Kokereianlagen**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 297–299

DK 621.771.2 :681.142–323.8

Damsker D. : **Genenwärtige Entwicklungsstufe und Aussichten der Einführung von elektronischen Rechenmaschinen in der rumänischen Walzwerkindustrie**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 300–306

DK 669.18.338

Herşcovici P. : **Entwicklungsmöglichkeiten und technisch ekonomische Ansichten der Pulver- und Sintererzeugnisse im 1971–1975 Zeitabschnitt**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 307–311

DK 662.74 :668.7

Falk E. : **Betrachtungen über Entwicklung der kokschemischen Industrie**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 312–315

SOMMAIRE

CD 669.14–412 :620.184.2

Klőckl O. : **Quelques aspects de la ségrégation des éléments dans le lingot d'acier de 7 t**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 259–263

CD 621.742

Cosneanu C., Cohn E. et *Szabo A.* : **Sables de moulage et de noyautage fluides à autodurcissement, à base de boue verte**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 264–267

CD 621.785.53

Suceveanu Gh., Iordăchescu E. et *Radu A.* : **Le contrôle des processus de nitruration et de sulfinusation dans les bains de sels fondus**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 268–272

CD 669.018 :539.414 :620.175

Drăgan I. : **Contributions au problème du mesurage de la déformabilité à chaud des métaux et des alliages par la méthode de la torsion**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 273–276

CD 669–413 :621.771.21

Lederer A. : **La détermination des meilleurs formats des brames et des lingots pour les produits plats**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 277–286

CD 669.16.013.5 :338

Ojog V. : **Méthodes utiles de planification et de contrôle de la consommation du métal dans l'industrie métallurgique**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 287–289

CD 621.774.35

Ungureanu T., Toma P., Făclieru M. et *Teodoriu A.* : **Le profilage à froid des tubes carrés et rectangulaires sur les laminoirs continus de tubes soudés longitudinalement**

Metalurgia 20(1968), nr. 5, p. 290–293

CD 669.15'71–196 :621.74

Sachelarie M. et *Bolintineanu Gh.* : **L'élaboration et la coulée des fontes alliées à haute teneur en aluminium**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 294–296

CD 651.74 :666.763.3

Moldovan T. et *Alexinschi Taliana* : **La fabrication des briques à base de SiO_2 pour les cokeries**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 297–299

CD 621.771.2 :681.142–323.8

Damsker D. : **L'état actuel et les perspectives de l'introduction des calculateurs électroniques dans l'industrie des laminés d'acier, dans la République Socialiste de Roumanie**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 300–306

CD 669.18.338

Herşcovici P. : **Les possibilités et les aspects techniques et économiques du développement de la production des poudres et des pièces frittées dans la période 1971–1975**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 307–311

CD 662.74 :668.7

Falk E. : **Considérations sur le développement de l'industrie chimique du coke . . . . . .**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 312–315

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 669.14–412:620.184.2

Клекл О.: **Некоторые аспекты касающиеся сегрегации элементов в семитонном стальном слитке**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 259–263

ДК 621.742

Коспяну К., Кон Е. и *Сабо А.*: **Жидкие самотвердеющие формовочные и стержневые смеси на основе зеленого ила от производства двухромовокислого калия**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 264–267

ДК 621.785.53

Сучевяну Г., Йордэкеску Е. и *Раду А.*: **Контроль процессов азотирования и сульфидирования в расплавленных, соляных ваннах**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 268–272

ДК 669.018:539.414:620.175

Дрэган И.: **К измерению горячей деформируемости металлов и сплавов при помощи метода кручения**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 273–276

ДК 669–413:621.771.21

Ледерер А.: **Определение оптимальных форматов слябов и слитков для плоских изделий**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 277–286

ДК 669.6013.5:338

Ожог В.: **Полезные методы планирования и контроля расхода металла в металлургической промышленности**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 287–289

ДК 621.774.35

Унгуряну Т., Тома П., Фэклиеру М. и *Теодориу А.*: **Холодное профилирование квадратных и прямоугольных труб на непрерывных трубопрокатных продольно-сварочных станах**

Metalurgia 20(1968), nr. 5, p. 290–293

ДК 669.15'171–196:621.74

Сакеларие М. и *Болинтиняну Г.*: **Выплавка и разливка чугунов высоколегированных алюминием**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 294–296

ДК 651.74:666.763.3

Молдован Т. и *Алексинский Татьяна*: **Производство динасового кирпича для коксовых заводов**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 297–299

ДК 621.771.2:681.142–523.8

Дамскер Д.: **Современное исследование и перспективы внедрения электронных счетных машин в производство спального проката Социалистической Республики Румынии**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 300–306

ДК 669.18:338

Гершкович П.: **Перспективы и технико-экономические аспекты развития производства порошков и спеченных деталей в период 1971—1975 гг.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 307–311

ДК 662.74:668.7

Фалк Е.: **Соображения касающиеся развития коксохимической промышленности**

Metalurgia 20 (1968), nr. 5, p. 312–315

METALURGIA

ANUL 20
Nr. 5
MAI
1968
BUCUREȘTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR ȘI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ȘI CERCETĂRI

Unele aspecte privind segregația elementelor în lingoul de oțel de 7 t

Ing. O. KLÖCKL
Combinatul siderurgic – Hunedoara

CZ 669.14 – 412 :620.184.2

Cunoașterea ordinului de mărime a segregației elementelor C, S, P, Mn în lingoul de oțel carbon necalmat (semicalmat) și calmat, față de compoziția chimică a probei de oțel luată în timpul turnării (la mijlocul turnării), este necesară pentru asigurarea compoziției chimice în anumite limite pe laminatele finite, în condițiile de elaborare existente în uzina respectivă. În felul acesta se pot cunoaște posibilitățile de garantare a caracteristicilor mecanice minime prevăzute pentru marca de oțel respectivă, pe toate laminatele provenite din aceste șarje.

Segregația elementelor în lingoul de oțel este :

— verticală, caracterizată cel mai bine prin variația compoziției chimice pe axa lingoului ;

— orizontală, caracterizată prin variația compoziției chimice în secțiunea lingoului (de la margine la centru).

Mărimea relativă a segregației pe înălțimea lingoului dă indicații prețioase privind limitele de șutare la capul și piciorul lingoului, precum și asupra posibilităților de trecere a părții superioare a lingoului la o altă marcă de oțel.

La oțelurile calmate se pot respecta valorile abaterilor prevăzute între analiza la oală și analiza pe laminate fără a ține seama de poziția probei pe înălțimea lingoului. La oțelurile necalmate aceste abateri sînt de obicei mai mari decît cele admise, ceea ce a impus, în cazul oțelului necalmat, prescrierea în standarde a compoziției chimice limitate în vederea asigurării caracteristicilor mecanice minime prevăzute la laminate.

Laminatele din oțeluri necalmate sînt caracterizate printr-o neuniformitate relativ mare a valorilor caracteristicilor mecanice, aceasta fiind rezultatul atît al segregației chimice, cît și al influenței altor parametri, ca : temperatura de sfîrșit de laminare, condițiile de răcire după laminare etc.

În scopul obținerii unei omogenități mai mari a caracteristicilor mecanice la oțelul de construcții necalmat (profile fasonate, oțel beton) se urmărește, în primul rînd, realizarea unei segregații cît mai reduse pe înălțimea lingoului, prin aceasta realizîndu-se și micșorarea șutajului la capul lingoului în vederea economisirii metalului. La laminatele fasonate datorită secțiunii mici, influența segregației orizontale este mult diminuată.

Prin aplicarea capacului chimic, timpul de fierbere în lingotieră se reduce la minimum necesar și se obține o segregație pe înălțime de numai 30—40% față de compoziția chimică a

şarjei, în comparaţie cu 100—200% la oţelul necalmat obişnuit. Secţiunea zonei segregate prin aplicarea capacului chimic este de 80% din întreaga secţiune a laminatului; datorită acestui fapt, influenţa compoziţiei chimice a stratului exterior este relativ mică, iar segregaţia pe secţiune are valori mici. Fără o acţiune concomitentă asupra intensităţii fierberii, viteza de turnare nu are o influenţă certă asupra segregaţiei pe înălţimea lingoului.

Încercări industriale. Gradul de segregaţie chimică a fost cercetat la oţelul semicalmat şi calmat, elaborat în cuptor Martin şi turnat în lingouri de 6, 5 şi 7 t.

La şarjele semicalmate cu capac de aluminiu lichid s-au urmărit: timpul de turnare şi timpul de fierbere înaintea calmării cu aluminiu a capului lingoului.

Pentru verificarea omogenităţii compoziţiei chimice a oţelului pe înălţimea oalei de 200 t s-au luat probe în timpul turnării, la fiecare pod de turnare. De asemenea, pentru a avea probe reprezentative pe întreaga înălţime a lingoului s-au luat la laminare din fiecare semifabricat (cca. 12 bare) şaibe transversale din care s-au prelevat probele pentru analiza la cuantovac.

Pentru verificarea analizei obţinute la cuantovac s-a făcut analiza de control prin luarea şpanului din locurile respective, conform figurii 1 (*1* — centru; *2* — mijloc; *3*—margine; *4*— suprafaţă; *1' 2' 3' 4'*—probe pentru analize chimice).

Aceste verificări ale conţinutului de carbon sînt arătate în harta lingoului, în figura 2.S-a constatat o bună concordanţă între rezultatele obţinute.

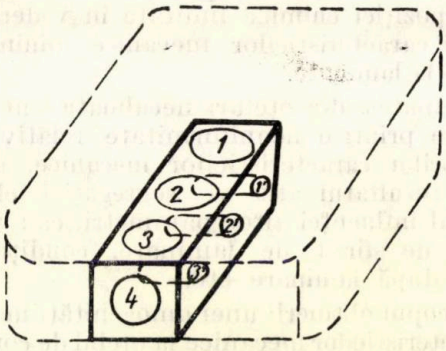


Fig. 1

În vederea verificării zonei pure exterioare (poz. 4), după o identificare prealabilă a grosimii acestei zone prin amprenta de sulf, pe întreaga suprafaţă laterală s-a luat şpan pentru analiza de control; rezultatele comparative obţinute au fost următoarele:

	Şarja	Proba nr.	Cuantovac, % C	Chimic, % C
	5 047	3	0,20	0,16
Poz. 4	5 047	5	0,14	0,16
	5 047	7	0,14	0,14

Verificarea probelor analizate la cuantovac, pe secţiune orizontală (poz. 1, 2, 3), s-a făcut şi prin prelevarea şpanului, prin rabotarea întregii suprafeţe şi determinarea procentului

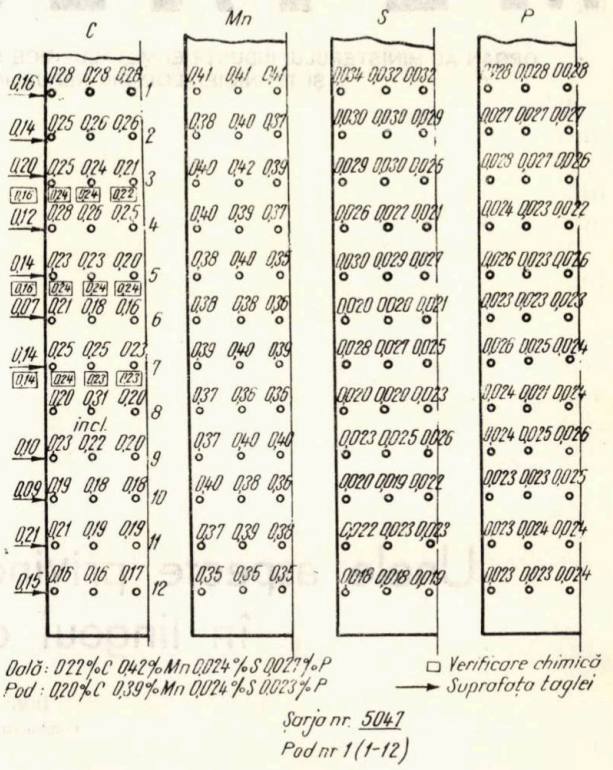


Fig. 2

de carbon prin analiză chimică. Rezultatele obţinute pentru şarja 5047, oţel OL 38 B, concordă în majoritatea cazurilor analizate (tabela 1).

Tabela 1

Proba nr.	Analiza					Diferenţa	
	Cuantovac				Chimic	Absolută	%
	Centru	1/2 R	Margine	Medie			
1	0,28	0,28	0,28	0,28	0,30	0,02	6,70
6	0,17	0,17	0,20	0,18	0,18	—	—
9	0,19	0,22	0,25	0,22	0,21	0,01	4,80
10	0,18	0,17	0,18	0,17	0,17	—	—
11	0,17	0,18	0,21	0,18	0,18	—	—
12	0,17	0,17	0,17	0,17	0,19	0,02	10,50
13	0,27	0,26	0,27	0,26	0,27	0,01	3,70
25	0,27	0,28	0,25	0,27	0,28	0,01	3,60
27	0,24	0,27	0,27	0,26	0,25	0,01	4,00
29	0,21	0,23	0,24	0,23	0,23	—	—
30	0,22	0,24	0,24	0,23	0,23	—	—
31	0,23	0,25	0,20	0,23	0,22	0,01	4,50
35	0,30	0,29	0,28	0,29	0,25	0,04	16,00

Pentru verificarea în ansamblu a nivelelor de segregaţie din producţia industrială la lingourile de 7 t au fost cercetate 43 lingouri din 14 şarje, din care s-au prelevat 292 şaibe.

Pentru majoritatea lingourilor au fost întocmite hărţi de segregaţie în care s-a indicat compoziţia chimică determinată în locul marcat pe hartă (s-a redat ca exemplu figura 2).

Din aceste cercetări s-au constatat următoarele:

La oţelul necalmat cu conţinutul de carbon ~0,10%, segregaţiile faţă de analiza la oală au variat între următoarele limite:

C	Mn	S
— 17 şi + 112%	— 17 şi + 43%	— 20 şi + 70%

Pentru un oţel cu ~ 0,20% C, conţinuturile de carbon sînt redate în figura 3, cu indicarea analizei pe secţiune la diferite înălţimi ale lingoului şi faţă de procentul de carbon al oţelului din oală.

Pentru aprecierea segregaţiei pe înălţimea lingoului s-au considerat numai rezultatele obţinute în centrul lingoului. Pe aceleaşi coordonate au fost reprezentate rezultatele de la toate lingourile obţinute dintr-o şarjă, pentru a se evidenţia eventualele influenţe ale factorilor tehnologici. În domeniul de variaţie al parametrilor examinaţi nu s-a putut constata

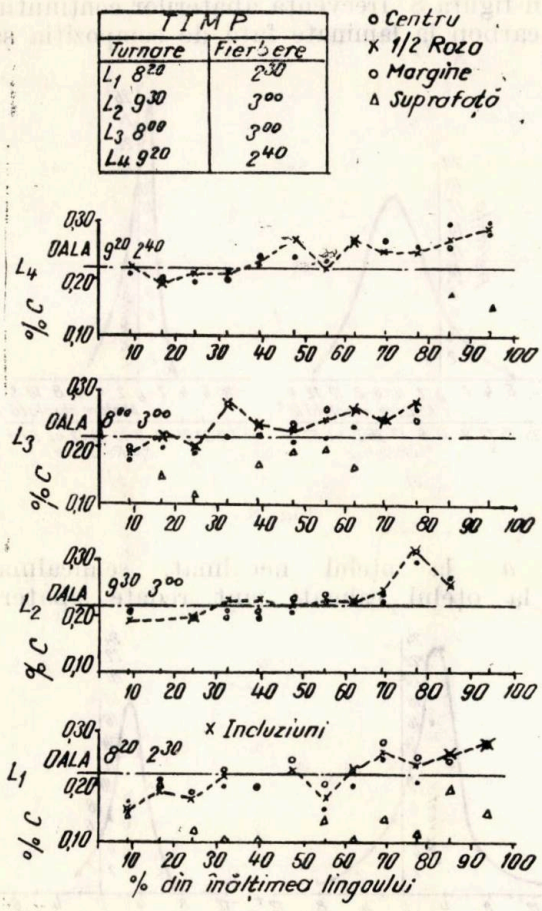


Fig. 3

o influenţă semnificativă. Variaţia conţinutului de carbon pe înălţimea lingoului a fost între —20 şi +50% la şarjele cercetate (fig. 4).

În figura 5 s-a redat variaţia procentului de carbon pe secţiuni alese la diferite înălţimi ale lingoului, faţă de procentul de carbon în oală la oţelul calmat.

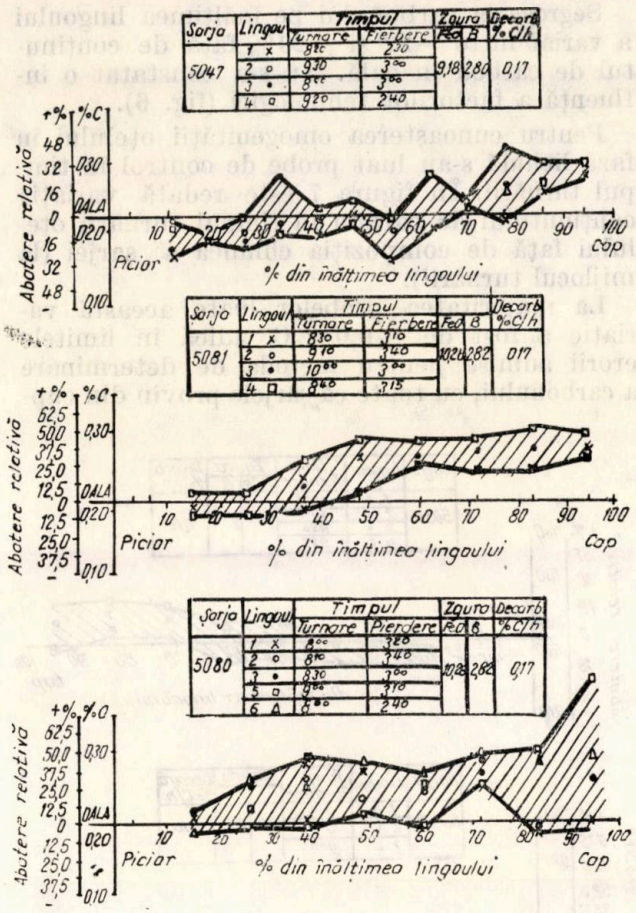


Fig. 4

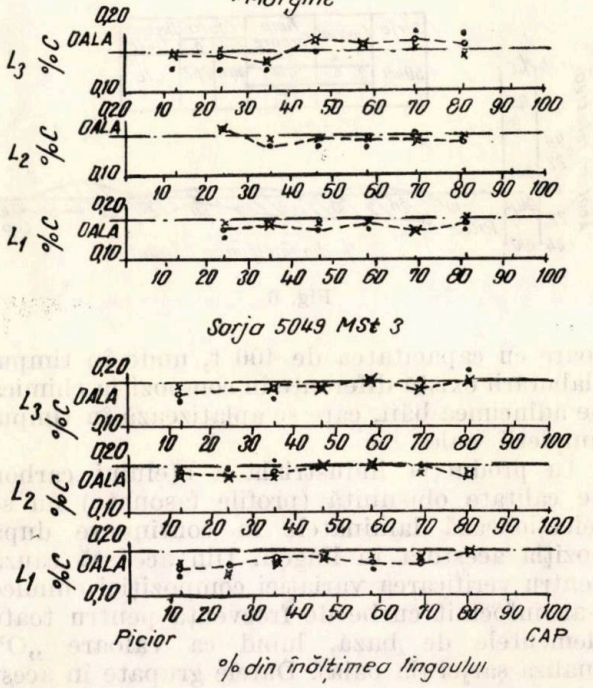


Fig. 5

Segregația carbonului pe înălțimea lingoului a variat între −22 și +20% față de conținutul de carbon în oală. Nu s-a constatat o influență a factorilor tehnologici (fig. 6).

Pentru cunoașterea omogenității oțelului în fază lichidă s-au luat probe de control în timpul turnării. În figura 7 este redată variația conținutului de carbon în timpul turnării oțelului față de compoziția chimică a șarjei (la mijlocul turnării).

La majoritatea probelor luate această variație a fost de ±0,01%C, adică în limitele erorii admise pentru metoda de determinare a carbonului, cu toate că șarjele provin din cup-

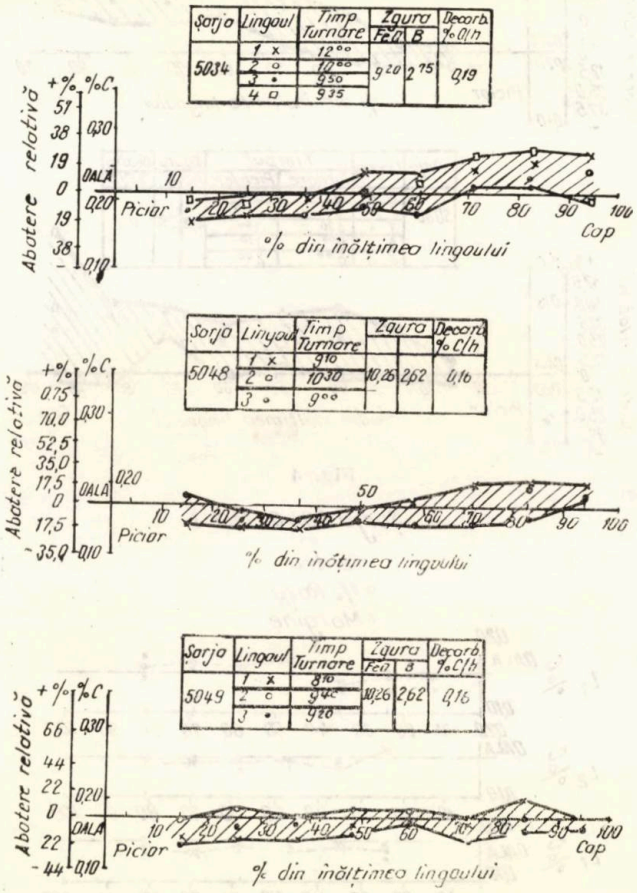


Fig. 6

toare cu capacitatea de 400 t, unde în timpul elaborării există diferențe în compoziția chimică pe adîncimea băii, care se aplatizează în timpul umplerii oalei.

În producția industrială a oțelului carbon de calitate obișnuită (profile fasonate) nu se selecționează laminatele în continuare după poziția acestora în lingou. Din această cauză pentru verificarea variației compoziției chimice s-au întocmit curbe de frecvență pentru toate elementele de bază, luînd ca valoare „O" analiza șarjei (la oală). Datele grupate în acest fel dau un indiciu pentru aprecierea nivelului de segregație care poate apărea la verificarea conținutului de elemente pe laminate provenite din aceeași șarjă.

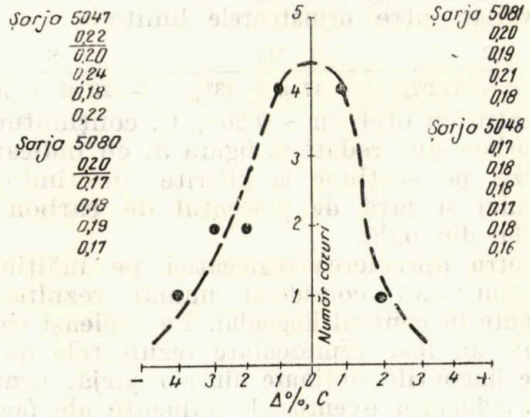


Fig. 7

În figura 8 frecvența abaterilor conținutului de carbon la laminate față de compoziția șar-

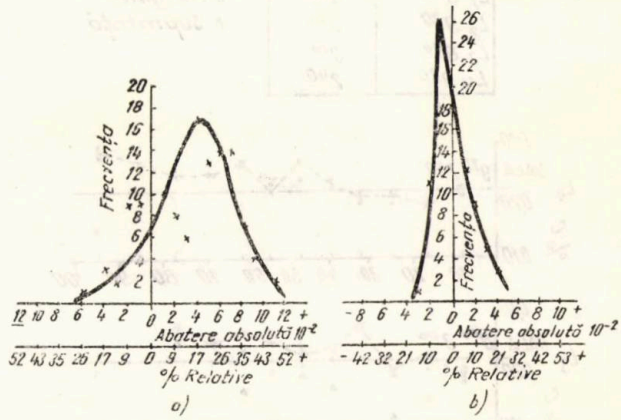


Fig. 8

jei: *a* — la oțelul necalmat, semicalmat; *b* — la oțelul calmat) sînt redate abaterile

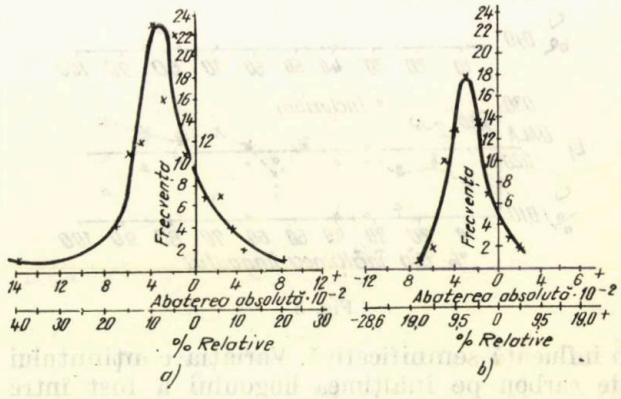


Fig. 9

privind conținuturile de carbon. De menționat este abaterea mare obținută la oțelul semicalmat, ceea ce confirmă ineficacitatea practică a pres-

cripţiilor de limite înguste din standarde, deoarece segregaţia nu poate fi combătută cu mijloacele tehnologice obişnuite, mai ales la lingourile de 7 t şi mai mari.

În figurile 9, 10, 11 şi 12 sînt redate abaterile privind conţinutul de Mn, P, S şi Si (fig. 9 :

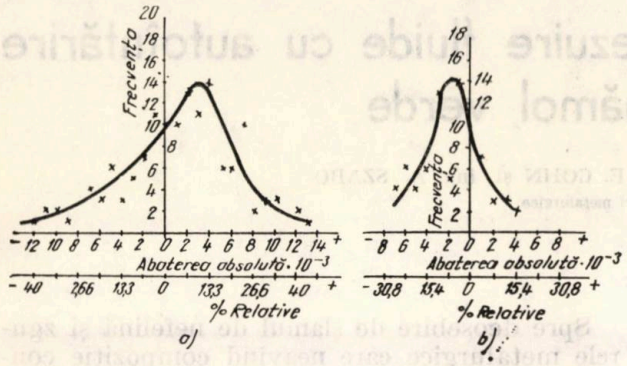


Fig. 10

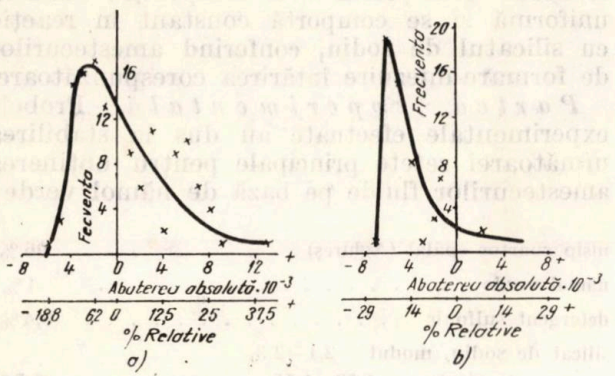


Fig. 11

frecvenţa abaterilor conţinutului de Mn în laminate faţă de compoziţia şarjei; fig. 10: frecvenţa abaterilor conţinutului de S la lami-

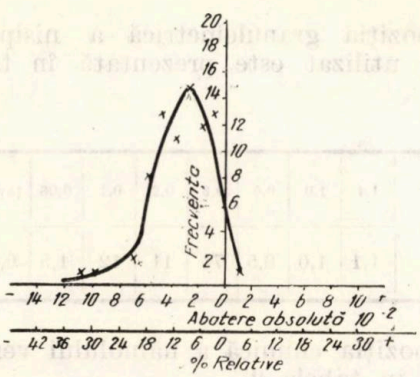


Fig. 12

nate faţă de compoziţia şarjei; fig. 11 : frecvenţa abaterilor conţinutului de P la laminate faţă de compoziţia şarjei : *a* — la oţelul necalmat, semicalmat (probe analizate : 139, nr. şarje : 5); *b* — la oţelul calmat (probe analizate : 77, nr. şarje : 3); fig. 12 : frecvenţa abaterilor conţinutului de Si la laminate faţă de compoziţia şarjei la oţelul calmat); valorile acestor elemente se situează, în majoritatea cazurilor, chiar la limita erorii de analiză admisă pentru elementul respectiv. Erorile admise la determinarea diferitelor elemente sînt următoarele :

— 0,20% C	± 0,02 %	STAS 1457 — 66
— 0,50% Mn	± 0,04 %	STAS 1462 — 66
— 0,03% P	± 0,004%	STAS 1460 — 60
— 0,04% S	± 0,004%	STAS 1459 — 60
— 0,30% Si	± 0,02 %	STAS 1461 — 60

Prin cercetarea segregaţiei lingoului de oţel din producţia curentă se pot stabili valorile de segregaţie pentru lingoul de 7 t, în condiţiile locale de fabricaţie, în vederea prescrierii limitelor de compoziţie chimică ce se pot respecta, precum şi a valorilor ce se pot obţine pe produse finite.

Această cercetare a scos în evidenţă omogenitatea avansată a oţelului calmat, chiar şi la lingourile cu greutatea de 7 t, precum şi faptul că limitele de compoziţie mai restrînsă se pot accepta în cadrul posibilităţilor tehnologice numai pentru mărcile de oţeluri calmate.

Din aceste motive în majoritatea standardelor pentru oţelurile necalmate nu sînt indicate limitele conţinutului de carbon, ci numai valori orientative sau valori maxime admise.

QUELQUES ASPECTS DE LA SÉGRÉGATION DES ÉLÉMENTS DANS LE LINGOT D'ACIER DE 7 T

En examinant la ségrégation dans le lingot d'acier de production courante, on peut établir les valeurs de la ségrégation pour le lingot de 7 t, dans des conditions de fabrication locale, en vue de fixer les limites de la composition chimique qui doivent être respectées et les valeurs qui peuvent être obtenues sur des produits finis.

Cette recherche a mis en évidence l'homogénéité avancée de l'acier calmé même pour les lingots ayant un poids de 7 t ; elle a fait aussi ressortir le fait que des limites plus restreintes de composition sont acceptables, dans le cadre des possibilités technologiques, seulement pour les marques d'aciers calmés.

C'est à cause de cela que, dans la plupart des standards pour aciers non calmés, les limites de la teneur en carbone ne sont pas indiquées, mais seulement des valeurs d'orientation ou des valeurs maxima admises.

SOME ASPECTS REGARDING ELEMENT SEPARATION IN 7 TO. IRON INGOTS

By investigations on segregation in standard ingots, segregation values for 7 to. ingot might be established under specific manufacturing conditions in view to fix attainable values for finished products.

Investigations emphasized advanced homogeneity of killed steel even in 7 to. ingots, as well as the fact that restraint composition limits might be accepted — within the framework of technological possibilities — only for killed steel qualities.

Owing to these motives, most standards for rimming steels do not indicate limits for carbon content, only desired or maximal acceptable values.

Amestecuri de formare şi miezuire fluide cu autoîntărire pe bază de nămol verde

Dr. ing. C. COSNEANU, dr. chim. E. COHN şi ing. A. SZABO
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 621.742

În ultimul timp amestecurile de formare şi miezuire fluide cu autoîntărire au căpătat o aplicabilitate mai largă, constituind o preocupare pentru cercetătorii şi inginerii care lucrează în domeniul turnătoriei [1] — [6], în special datorită avantajelor prezentate în comparaţie cu amestecurile clasice.

Autoîntărirea multor amestecuri de acest tip se bazează pe reacţia dintre silicatul bicalcic şi soluţia apoasă de silicat de sodiu cu formarea unor geluri de silicaţi de calciu hidrataţi, care conferă plasticitate amestecurilor şi care cristalizează în timp, producînd întărirea necesară.

Se cunosc astfel amestecuri de formare-miezuire fluide pe bază de şlam de nefelină [7], [8], zgure metalurgice [9, [10] şi ciment [11], toate aceste materiale conţinînd în compoziţia lor silicat bicalcic în proporţii însemnate.

Cercetări mai recente au arătat că se pot obţine amestecuri fluide cu autoîntărire pe baza formării silicaţilor de calciu (şi magneziu) hidrataţi, pornindu-se de la alte materiale, care nu conţin silicat bicalcic în compoziţia lor [12].

În lucrarea de faţă se tratează obţinerea unor amestecuri de formare şi miezuire fluide, autoîntărirea acestora bazîndu-se pe reacţia dintre silicatul de sodiu şi hidroxizii de calciu şi magneziu existenţi în proporţii mari într-un reziduu provenit de la fabricarea bicromatului de sodiu, numit nămol verde.

În acest produs, utilizat în reacţia de întărire sub formă de pulbere uscată, există şi 3—4% Cr_2O_3; 3—4% Al_2O_3; 5—7% Fe_2O_3 şi 6—9% SiO_2, care influenţează procesul de întărire într-o măsură destul de redusă.

Silicaţii de calciu şi magneziu hidrataţi, care după cum se ştie asigură întărirea necesară, se formează conform următoarelor reacţii:

$$Ca(OH)_2 + nNa_2OmSiO_2 \rightarrow$$
$$\rightarrow SiO_2CaOH_2O + nNa_2Om - lSiO_2$$
$$Mg(OH)_2 + nNa_2OmSiO_2 \rightarrow$$
$$\rightarrow SiO_2MgOH_2O + nNa_2Om - lSiO_2$$

Spre deosebire de şlamul de nefelină şi zgurele metalurgice care neavînd compoziţie constantă produc dificultăţi în practica curentă, nămolul verde prezintă o compoziţie chimică uniformă şi se comportă constant în reacţie cu silicatul de sodiu, conferind amestecurilor de formare-miezuire întărirea corespunzătoare.

Partea experimentală. Probele experimentale efectuate au dus la stabilirea următoarei reţete principale pentru obţinerea amestecurilor fluide pe bază de nămol verde:

nisip cuarţos spălat (Aghireş)	96%;
nămol verde	4%;
detergent sulfonic	0,4%;
silicat de sodiu, modul = 2,1—2,3, densitate = 1,52—1,55	6,5%
apă	2,5%

În vederea fluidificării amestecului s-au utilizat detergenţi alchilaril-sulfonici cu un $pH \geqslant 7{,}5$ şi conţinut în substanţă activă de minimum 20%.

Compoziţia granulometrică a nisipului de Aghireş utilizat este prezentată în tabela 1.

Tabela 1

Granulaţia, mm	1.4	1,0	0,6	0,3	0,2	0,1	0,06	tavă	levigabile, %
Nisip, %	1,1	1,0	0,5	74	11	12	1,5	0,9	1,0

Compoziţia chimică a nămolului verde este arătată în tabela 2.

Tabela 2

SiO_2, %	Al_2O_3, %	Fe_2O_3 %	CaO, %	MgO, %	MnO, %	Cr_2O_3, %	K_2O, %	Na_2O, %	P.C.
7,78	3,10	6,07	27,95	31,80	0,14	3,59	1,73	urme	17,87

Amestecurile de formare-miezuire se prepară într-un amestecător cu ax orizontal în care se introduc nisipul uscat și nămolul verde, amestecîndu-se timp de 2 min după care se adaugă faza lichidă compusă din silicat de sodiu, detergent și apă, în proporțiile arătate mai înainte. După o amestecare de 1,5—2 min amestecul devine fluid și poate fi turnat în cutiile de miez și formele respective, unde după 30—40 min de staționare se autoîntărește suficient pentru a se putea îndepărta cutiile de miez și modelele din forme. După 24 h miezurile și formele respective pot fi utilizate pentru turnarea aliajului lichid.

Proprietățile tehnologice (în special fluiditatea, stabilitatea spumei și rezistența la compresiune) sînt în directă dependență cu proporțiile detergentului, silicatului de sodiu și nămolului verde existente în amestecurile respective.

și nisip are un rol deosebit de important în ceea ce privește fluidificarea amestecurilor.

S-a urmărit variația proprietăților tehnologice ale amestecurilor fluide preparate cu rețeta arătată mai sus la modificarea procentelor de detergent din amestec între 0,2 și 0,6%.

După cum se poate vedea în figura 1,*a*, fluiditatea amestecurilor este în directă dependență de procentele de detergent conținute de acestea. În aceeași măsură este influențată și stabilitatea spumei (mărime care indică timpul în care amestecul este fluid) (fig. 1, *b*).

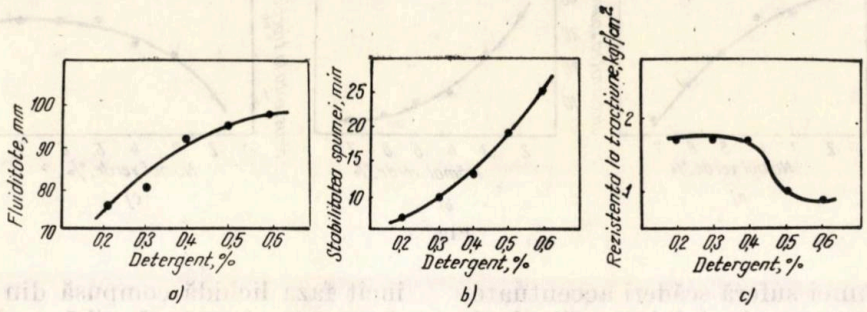


Fig. 1

Creșterea procentelor de detergent în amestecurile de formare-miezuire pe bază de nămol verde contribuie la scăderea rezistențelor la tracțiune (fig. 1, *c*) și la compresiune (fig. 2,*a*).

Ca detergent s-a utilizat alchilaril-sulfonatul de sodiu, gruparea alchil cuprinzînd 8—12 atomi de carbon.

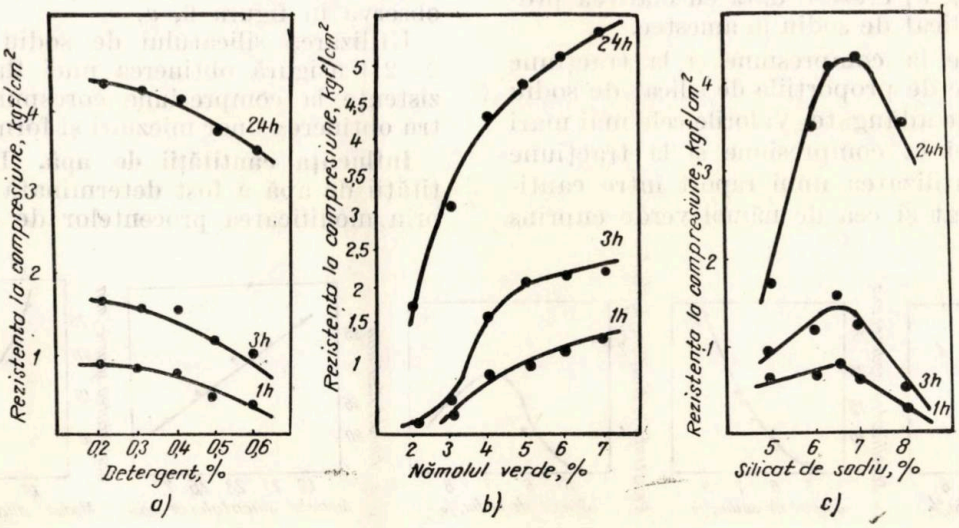


Fig. 2

Influența acestor componenți de bază asupra proprietăților tehnologice ale amestecurilor respective este analizată în continuare.

Influența agentului activ de suprafață. Agentul activ de suprafață (detergentul) adăugat în vederea micșorării tensiunii superficiale la suprafețele de contact între faza lichidă

Din datele arătate rezultă că un adaos de 0,3—0,4% detergent asigură o fluiditate și o stabilitate a spumei corespunzătoare, fără a diminua prea mult valorile rezistenței la compresiune.

Influența proporției de nămol verde. Nămolul verde obținut ca reziduu la fabricarea

bicromatului de sodiu a fost uscat la 140—150°C şi măcinat.

Din experimentările efectuate se constată că fluiditatea amestecurilor scade proporţional cu creşterea proporţiei de nămol (fig. 3, *a*).

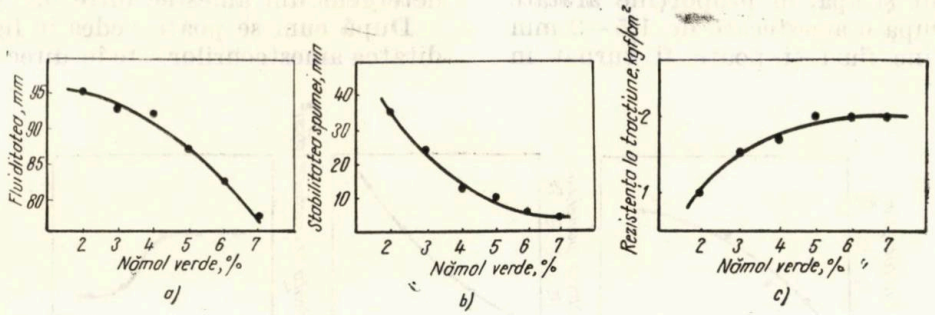


Fig. 3

Densitatea optimă a soluţiilor de silicat de sodiu utilizate este de 1,48—1,55 g/cm³.

Influenţa densităţii soluţiei apoase de silicat de sodiu poate fi eliminată prin modificarea adaosurilor de apă conform calculelor, astfel încît faza lichidă compusă din silicat de sodiu, detergent şi apă să aibă o densitate precisă (1,32—1,38).

Modulul soluţiei de silicat de sodiu este un factor care are un rol deosebit de însemnat, influenţînd proprietăţile amestecurilor de formare-miezuire de acest tip.

Se constată că fluiditatea amestecurilor scade proporţional cu creşterea modulului soluţiei de silicat de sodiu după cum se poate vedea în figura 5, *a*. Acelaşi lucru se observă în ceea ce priveşte stabilitatea spumei care prezintă o scădere şi mai accentuată (fig. 5, *b*).

Rezistenţele la compresiune ale amestecurilor se măresc o dată cu creşterea modulului soluţiei de silicat de sodiu, ceea ce se poate observa în figura 6, *a*.

Utilizarea silicatului de sodiu cu modulul 2—2,3 asigură obţinerea unei fluidităţi şi rezistenţe la compresiune corespunzătoare pentru obţinerea unor miezuiri şi forme de calitate.

Influenţa cantităţii de apă. Influenţa cantităţii de apă a fost determinată experimental prin modificarea procentelor de apă existente în amestecuri între 2 şi 5% şi urmărirea variaţiei proprietăţilor tehnologice ale amestecurilor. S-a constatat că atît fluiditatea amestecurilor, cît şi stabilitatea spumei prezintă o creştere accentuată cu mărirea proporţiei de apă în amestec (fig. 7, *a* şi 7, *b*).

Stabilitatea spumei suferă scăderi accentuate o dată cu creşterea conţinutului în nămol al amestecurilor respective (fig. 3, *b*). Rezistenţa la compresiune (fig. 2, *b*) şi la tracţiune (fig. 3, *c*) creşte proporţional cu mărirea adaosurilor de nămol verde în amestecurile fluide respective.

Este indicată utilizarea unor proporţii de 3,5—4,5% nămol verde care asigură obţinerea unor asociaţii de proprietăţi corespunzătoare.

Influenţa silicatului de sodiu. Proporţia de silicat de sodiu (soluţie apoasă) introdus în amestecurile de formare-miezuire are o importanţă mare întrucît influenţează toate proprietăţile tehnologice ale amestecului.

Astfel fluiditatea (fig. 4, *a*) şi stabilitatea spumei (fig. 4, *b*) cresc o dată cu mărirea procentelor de silicat de sodiu în amestec.

Rezistenţele la compresiune şi la tracţiune sînt în funcţie de proporţiile de silicat de sodiu şi nămol verde adăugate. Valorile cele mai mari ale rezistenţei la compresiune şi la tracţiune se obţin la utilizarea unui raport între cantitatea de silicat şi cea de nămol verde cuprins între limitele 1,5 şi 1,75. La micşorarea sau depăşirea acestui raport se observă scăderi ale rezistenţei la compresiune (fig. 2, *c*) şi la tracţiune (fig. 4, *c*).

Proporţiile cele mai indicate de silicat de sodiu sînt cuprinse între 6 şi 7%.

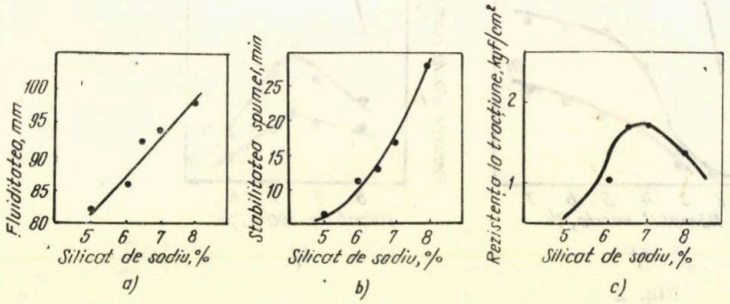


Fig. 4

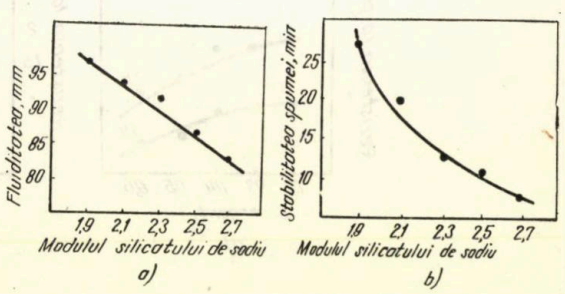


Fig. 5

Rezistenţele la compresiune şi la tracţiune scad foarte mult o dată cu creşterea procen-

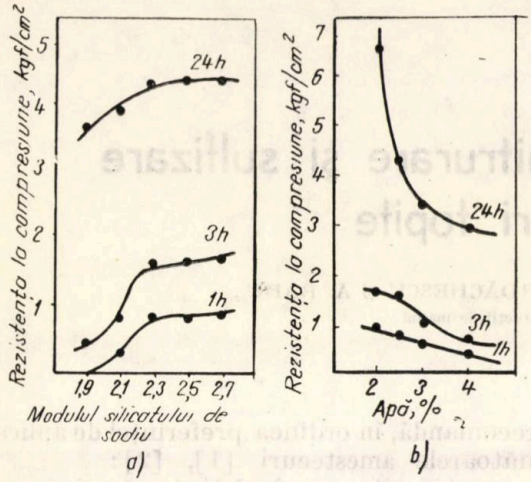


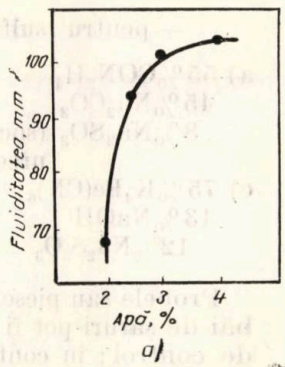
Fig. 6

telor de apă, după cum se poate vedea în figurile 6, *b* şi 7, *c*.

Din datele arătate reiese că adaosurile optime de apă la amestecurile fluide pe bază de nămol verde trebuie să fie cuprinse între 2 şi 2,5%.

Permeabilitatea probelor efectuate a prezentat variaţii între 300 şi 420 $cm^3/cm^2/min$.

Amestecurile de formare-miezuire obţinute pe bază de silicat de sodiu-nămol verde prezintă următoarele caracteristici tehnologice :



Fluiditatea	90—95mm;
Stabilitatea spumei	12—18 min;
Rezistenţa la compresiune după 1h	700—900 gf/cm^2;
Rezistenţa la compresiune după 3 h	1 400—1 700 gf/cm^2;
Rezistenţa la compresiune după 24 h	4 000—4 800 gf/cm^2;
Rezistenţa la tracţiune	1,9—2 kgf/cm^2;
Permeabilitatea	360—400 $cm^3/cm^2 \cdot min$;
*p*H-ul	7,5—8,5.

Întocmai ca şi la alte tipuri de amestecuri fluide cu autoîntărire şi amestecurile pe bază de nămol verde se prepară în amestecătoare speciale, cu profil adecvat al paletelor, cu o turaţie şi timp de amestecare bine stabilite.

Utilizarea nămolului verde pentru prepararea amestecurilor de formare fluide este foarte avantajoasă din punct de vedere economic, el constituind un deşeu provenit din fabricarea bicromatului de sodiu neavînd pînă în prezent alte utilizări.

Amestecurile de formare şi miezuire care au fost analizate prezintă proprietăţi similare cu alte amestecuri fluide cu autoîntărire, ceea ce arată că ele pot fi aplicate pe scară industrială, fiind mai economice decît cele obţinute din alte materiale.

SABLES DE MOULAGE ET DE NOYAUTAGE FLUIDES À AUTODURCISSEMENT, À BASE DE BOUE VERTE

On décrit les résultats des recherches exécutées dans le but d'utiliser certains matériaux indigènes peu chers pour préparer des sables de moulage et de noyautage fluides à autodurcissement.

Il résulte que l'emploi d'un résidu provenant de l'industrie chimique (la boue verte), avec du silicate de sodium, de l'eau et du sable quartzeux, dans des proportions préétablies, conduit à l'obtention de mélanges fluides qui ont des propriétés technologiques analogues à celles des autres sables de moulage fluides à autodurcissement.

MOULDING AND CORE MAKING, FLUID, SELF-SETTING MIXTURES, ON CRUDE SLUDGE BASE

The paper presents investigations carried-out in view to utilize efficently native raw-material for moulding and core making, fluid, self-setting mixtures.

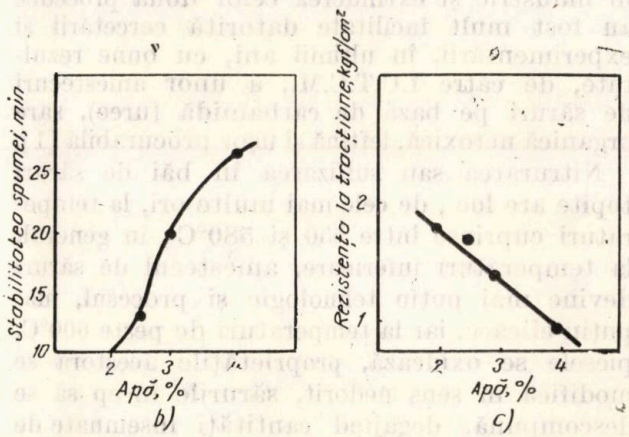


Fig. 7

The performed studies emphasize that utilization of a chemical industry residue — crude sludge — together with sodium silicate, detergent, water and quartz sand in established proportions, leads to fluid mixtures with technological properties equal to those of other fluid self-setting mixtures.

BIBLIOGRAFIE

[1] Barlow Th. Foundry, nr. 9, 1964, p. 102.
[2] Einerl O. P. Foundry Trade Journal, nr. 2526, 1965, p. 539.
[3] Thompson R. W. Foundry Trade Journal, nr. 2544, 1965, p. 327.
[4] Rauh C., Hewel A. şi Bahner D. Giesserei, nr. 14, 1967, p. 374.
[5] .*. Giesserei-Praxis, nr. 2, 1966, p. 28.
[6] .*. La Fonderie belge, nr. 12, 1966, p. 369.
[7] Brevet d'invention, nr. 1441044, patent francez.
[8] .*. Przeglad odlewnictwa, nr. 12, 1966, p. 377.
[9] Brevet d'invention, nr. 1342529, patent francez.
[10] Cosneanu C., Sofroni L. şi Landes V. Metalurgia, nr. 9, 1967, p. 491.
[11] Cosneanu C., Cohn E. şi Sofroni L. Metalurgia, nr. 10, 1967, p. 545.
[12] Cosneanu C., Cohn E. şi Sofroni L. Metalurgia, nr. 11, 1967, p. 637.

Controlul proceselor de nitrurare şi sulfizare în băi de săruri topite

Dr. ing. Gh. SUCEVEANU, ing. E. IORDĂCHESCU şi A. RADU
Institutul de cercetări pentru construcţii de maşini

CZ 621.785.53

In ultimii ani nitrurarea în băi de săruri şi sulfizarea *, procese termochimice care au loc la temperaturi cu mult sub punctele de transformare ale aliajelor Fe—C, au căpătat o largă răspîndire în industria constructoare de maşini dintr-o serie de ţări dezvoltate industrial; în ţara noastră, cercetarea, introducerea în industrie şi extinderea celor două procedee au fost mult facilitate datorită cercetării şi experimentării, în ultimii ani, cu bune rezultate, de către I.C.T.C.M., a unor amestecuri de săruri pe bază de carbamidă (uree), sare organică netoxică, ieftină şi uşor procurabilă [1].

Nitrurarea sau sulfizarea în băi de săruri topite are loc , de cele mai multe ori, la temperaturi cuprinse între 550 şi 580°C; în general, la temperaturi inferioare, amestecul de săruri devine mai puţin tehnologic şi procesul, mai puţin eficace, iar la temperaturi de peste 600°C, piesele se oxidează, proprietăţile acestora se modifică în sens nedorit, sărurile încep să se descompună, degajînd cantităţi însemnate de vapori. Durata de menţinere a pieselor la nitrurarea moale sau la sulfizare este de regulă cuprinsă între 2 şi 4 h, în care caz se obţin adîncimi de strat cuprinse între 0,35 şi 0,45 mm.

Compoziţia chimică iniţială a băilor de săruri pentru nitrurare moale sau sulfizare poate fi diferită; atît pentru primele, cît mai ales pentru cele de sulfizare, în literatura tehnică se indică numeroase variante. Autorii au încercat şi verificat principalele compoziţii de băi de săruri pentru aceste procedee şi au cercetat şi pus la punct unele compoziţii originale. În baza acestor încercări, verificări şi cercetări se recomandă, în ordinea preferinţei de aplicare, următoarele amestecuri [1], [2]:

— pentru nitrurare în băi de săruri:

a) 55% CON_2H_4 (uree)
45% Na_2CO_3

b) 45% NaCN
35% KCNO
20% amestec de cloruri şi carbonaţi alcalini

— pentru sulfizare:

a) 55% CON_2H_4
45% Na_2CO_3
8% Na_2SO_3

b) 70% $K_4Fe(CN)_6$
15% NaOH
15% Na_2SO_3
(socotit la 100% uree + sodă)

c) 75% $K_4Fe(CN)_6$
13% NaOH
12% $Na_2S_2O_3$

d) 95% NaCN
5% Na_2SO_3

Probele sau piesele nitrurate sau sulfizate în băi de săruri pot fi supuse unor variate metode de control; în continuare se va insista asupra celor care se pot efectua operativ în uzinele constructoare de maşini, cît şi asupra acelora pe care practica le-a dovedit a fi indispensabile pentru asigurarea realizării unor tratamente de calitate.

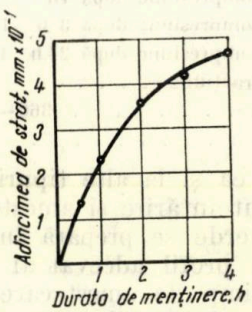


Fig. 1

Adîncimea stratului difuzat, în cazul ambelor procese, are valori care variază cu temperatura şi durata procesului. În figura 1 se dă, ca exem-

* Nitrurarea în băi de săruri, denumită adeseori nitrurare moale, trebuie corect denumită cianurare joasă (a oţelurilor de construcţie) ţinînd seamă de faptul că s-a verificat, pe cale chimică, ca şi roentgenstructurală, prezenţa, în stratul de difuzie alături de azot, a carbonului; în mod similar, denumirea corectă a sulfizării, executată în prezent în cele mai răspîndite amestecuri, trebuie să fie sulfocianurare, ţinînd seamă că, alături de sulf, difuzează azotul şi carbonul.

plu, diagrama etalon de variaţie a adîncimii stratului difuzat cu durata de menţinere într-o baie de nitrurare la temperatura de 570°C. Compoziţia chimică iniţială a amestecului de săruri a fost de 55% CON_2H_4+45% Na_2CO_3, iar

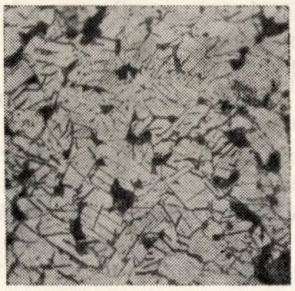


Fig. 2

proba a fost din oţel carbon de cementare (OLC 15).

Microstructura stratului nitrurat sau sulfizat în baie de săruri apare la un oţel carbon de cementare, cu structură ferito-perlitică (ex. OLC 10, OLC 15) la mărirea 250 : 1 (fig. 2). După un atac convenabil (nital 3%, picral 3% etc.) al unei astfel de probe, reîncălzită timp de 30—60 min la o temperatură de 300 — 350°C şi apoi răcită lent, în microstructură se deosebesc cel puţin două zone, şi anume, o zonă albă neatacată, de circa 10 — 20 microni, formată integral din nitruri de fier Fe_3N şi Fe_4N (mai precis carbonitruri de fier, întrucît în reţeaua nitrurilor de fier au pătruns şi atomi de carbon) urmată de o a doua zonă mai lată de ace de Fe_4N pe fondul feritic de bază al oţelului. În măsurări se poate considera ca adîncime a stratului nitrurat distanţa de la margine spre miez, pînă la care se observă prezenţa acelor de nitruri.

La probele sau piesele sulfizate, prezenţa sulfului în strat poate fi determinată cu o metodă simplă, şi anume, prin amprenta Baumann (conform STAS 4203—63). Pentru aceasta se prepară o soluţie de 4% H_2SO_4 în care se înmoaie o bucată de hîrtie de fotocopiat, mai puţin sensibilă. Aceasta se aplică apoi timp de 5 min pe probă, se presează, se spală în apă şi se fixează apoi în fixator fotografic. Prezenţa sulfului la marginea probei sulfizate este indicată de o dungă neagră-cafenie.

Determinarea conţinutului de azot şi carbon, în cazul nitrurării moi, şi a azotului, carbonului şi sulfului, în cazul sulfizării, necesită introducerea în baia de săruri, o dată cu piesele, a unor probe de control. Astfel, în cazul unor probe cu secţiune circulară, executate din oţel OLC 45 sau 41 C 10, după o nitrurare sau sulfizare într-o baie preparată pe bază de uree şi carbonat de sodiu, conţinutul de carbon în primul şpan de 0,1 mm de la suprafaţă a fost de circa 0,6%, conţinutul de azot, de circa 0,2%, iar cel de sulf (în cazul sulfizării), de 0,3%.

Microduritatea stratului de difuzie apare ca o metodă de control mai operativă, dar care reclamă o interpretare foarte calificată. Atît în cazul nitrurării, cît şi al sulfizării în băi de săruri, microduritatea unor probe din oţelurile OLC 45 şi 41 C 10 a fost, în zona albă a stratului, de 720 — 800 μHV, iar în zona acelor de nitruri, ea a variat între 300 şi 400 μHV.

Pentru determinarea constituenţilor structurali ai stratului, care apar după operaţia de nitrurare sau sulfizare în băi de săruri, autorii au studiat roentgenogramele unor probe speciale din fier Armco. Determinările au precizat că, în cazul nitrurării în băi de săruri pe bază de uree, ca şi pe bază de cianură, se obţin următorii constituenţi: Fe_3N, Fe_4N, Fe_2O_3, Fe_3O_4 şi Feα. În cazul sulfizării s-au obţinut FeS, Fe_3N, Fe_4N, Fe_2O_3, Fe_3O_4 şi Feα. De remarcat faptul că parametrii reţelelor nitrurilor au indicat posibilitatea prezenţei carbonului în acestea; o noutate o constituie, de asemenea, prezenţa oxizilor de fier în strat, al căror efect asupra proprietăţilor acestuia nu este încă clar dovedit; printr-o paralelă cu natura straturilor feroxate, se poate deduce că oxizii au o influenţă pozitivă asupra proprietăţilor de rezistenţă la gripaj şi uzură şi mai ales a accelerării rodajului pieselor în frecare.

O metodă de control indispensabilă este analiza chimică periodică a amestecului de săruri topite, întrucît este metoda după care se poate aplica riguros împrospătarea băilor de nitrurare şi sulfizare, cît şi neutralizarea sărurilor epuizate sau a apelor reziduale. Din experienţa I.C.T.C.M se recomandă ca analiza chimică a componenţilor băilor de nitrurare sau sulfizare să se facă o dată la opt ore de lucru al băii; după o experienţă îndelungată în exploatare, aplicînd corect parametrii de lucru (temperatură, durată, încărcătură etc.), controlul prin analiza chimică a topiturii se va putea face la intervale mai lungi.

Conţinutul minim în componenţi activi pînă la care băile de nitrurare sau sulfizare sînt considerate suficient de active şi tehnologice pentru exploatare, variază după tipul de baie utilizat. Astfel, pentru baia de nitrurare cu 45% NaCN şi 35% KCNO este recomandabil

ca împrospătarea să se facă la minimum 25% KCNO; la băile de sulfizare pe bază de $K_4Fe(CN)_6$ este recomandabil ca împrospătarea să se facă la un conținut minim de 5% CN^-, 18% CNO^- și 0,2% S^{-2}, în timp ce la baia de sulfizare pe bază de cianură de sodiu împrospătarea se va face la minimum 8% NaCN și 1,5% Na_2S [2].

Pentru băile de nitrurare și sulfizare preparate pe bază de uree și carbonat de sodiu, autorii recomandă ca împrospătarea să se facă cînd conținutul de cianat de sodiu a scăzut la 30% și, respectiv, conținutul de sulfură de sodiu a atins 1% în cazul sulfizării. Împrospătarea se poate face adăugînd substanțele active în cantitățile necesare pentru a atinge conținutul optim; practica a arătat că, în cazul acestor băi, rezultate bune se obțin și atunci cînd cu fiecare șarjă de piese se adaugă 3 — 5% amestec proaspăt de uree și carbonat sau 1,5 — 2% cianat de sodiu preparat separat (în cazul nitrurării) sau 3 — 5% amestec proaspăt de uree și carbonat sau 1,5 — 2% cianat de sodiu și 0,2 — 0,4% sulfit de sodiu (în cazul sulfizării).

Pentru toate tipurile de băi de săruri de nitrurare și sulfizare pe bază de uree, cianuri sau ferocianuri se dau în continuare metodele de analiză chimică cantitativă a componenților chimici importanți care pot apărea în reacțiile chimice care se petrec în amestecurile topite; în baza rezultatelor obținute în analize se controlează mersul proceselor termochimice și se procedează la corectarea și împrospătarea amestecurilor [3]—[7].

Luarea probei pentru analiză. Obținerea probei de sare se realizează cu ajutorul unei baghete ceramice care se introduce în baie după ce în prealabil a fost preîncălzită, scoțîndu-se apoi rapid. Amestecul de săruri care formează baia aderă la suprafața baghetei sub forma unui strat subțire, care se desprinde ușor.

Operația aceasta se repetă pînă se obține o cantitate suficientă de sare pentru analiză. În cazul în care bagheta se încălzește prea tare, stratul de sare care se prinde pe suprafața acesteia devine prea aderent și se poate desprinde numai cu greutate. În acest caz bagheta trebuie lăsată să se răcească.

Scoaterea probei din baie se poate face și cu o baghetă din oțel polizat, dar există pericolul ca stratul de sare să se impurifice cu oxizi de fier.

Sarea se mojarează fin și se păstrează în borcane de sticlă cu dop rodat.

Determinarea conținutului de cianură de sodiu. Metoda de determinare a cianurii de sodiu în băile de nitrurare se bazează pe proprietatea acesteia de a forma, în prezența ionilor de argint, cianura dublă de argint și sodiu, solubilă.

Cînd toată cianura de sodiu s-a transformat în cianură dublă, un mic exces de azotat de argint formează cu iodura de potasiu un precipitat galben de iodură de argint.

Astfel, pentru determinarea cianurii de sodiu din baia de nitrurare se cîntăresc, din proba fin mojarată, 0,5 g, și se dizolvă la rece în 100 cm^3 apă distilată, într-un pahar conic. La soluția obținută se adaugă 2 — 3 picături de iodură de potasiu soluție 10% și 3—4 picături de amoniac soluție 25%. Se titrează apoi cu azotat de argint soluție n/10 pînă la apariția unei turbureli persistente, agitînd puternic paharul după adăugarea fiecărei picături de azotat de argint.

Pentru ca punctul final al titrării să poată fi observat cu ușurință, sub paharul în care se face titrarea se pune o hîrtie neagră.

$$\%NaCN = \frac{0{,}0098\ V}{m} 100 = \frac{0{,}98\ V}{m},$$

în care:

0,0098 este cantitatea de cianură de sodiu corespunzătoare la 1 cm^3 azotat de argint soluție 0,1 n, în g;

V — volumul de azotat de argint soluție 0,1 n, cu care s-a făcut titrarea probei, în cm^3;

m — masa probei, luată pentru determinare, în g.

Observație: este absolut obligatoriu ca proba să fie dizolvată la rece deoarece, prin încălzire, cianura de sodiu trece în carbonat de sodiu, ceea ce atrage după sine obținerea unor valori mai mici.

Principiul metodei de determinare a conținutului de cianură de sodiu din băile de sulfizare este același ca și la băile de nitrurare moale; trebuie însă ținut seamă de prezența sulfurilor alcaline. Acestea, chiar în cantitate foarte mică, formează, în timpul titrării cu azotat de argint, sulfura de argint care dă soluției o culoare cafenie, făcînd ca punctul de echivalență să nu mai poată fi observat.

Pentru determinarea cianurii de sodiu din baia de sulfizare se procedează în modul următor: se cîntăresc 5 g sare într-o fiolă de cîntărire, se mojarează într-un mojar de porțelan, sarea fiind în prealabil umectată, iar pasta se trece cantitativ într-un balon cotat, de 250 cm^3, spălînd mojarul cu apă. Se adaugă apoi în balon circa 10 cm^3 pastă de carbonat de plumb proaspăt precipitată, balonul se aduce la semn cu apă și se omogenizează. Din conținutul balonului se filtrează, printr-un filtru uscat, 100 cm^3, care se prind într-un balon cotat de 100 cm^3.

Soluția filtrată se trece apoi într-un pahar conic de 300 —400 cm^3, se adaugă 2 cm^3 amoniac soluție 25%, 3 — 4 picături de iodură de potasiu 10% și se titrează cu azotat de argint soluție 0,1 n.

Conținutul de cianură de sodiu se calculează ca și la baia de nitrurare.

Observație : carbonatul de plumb se prepară astfel : se pregătește o soluție apoasă saturată de azotat de plumb, se adaugă 2 — 3 picături de fenolftaleină și soluție saturată de carbonat de sodiu pînă la colorarea soluției în roz deschis. Se amestecă totul bine cu o baghetă și se lasă să se depună precipitatul pînă la limpezirea soluției. Precipitatul se spală bine prin decantare.

Determinarea conținutului de cianat de sodiu. Se cîntărește 1 g din proba fin mojarată și se dizolvă în 100 cm^3 apă distilată rece, adăugîndu-se apoi 5 cm^3 acid sulfuric d =1,84. Această operație de dizolvare trebuie efectuată sub o nișă bine ventilată. Soluția obținută se fierbe puțin pentru îndepărtarea acidului cianhidric format. În felul acesta azotul legat sub formă de cianat se fixează sub formă de sulfat de amoniu care, în prezența hidroxidului de sodiu, formează amoniacul, care prin distilare, este pus în libertate și absorbit într-o soluție de acid clorhidric.

Soluția obținută după dizolvare se trece cantitativ într-un balon Kjeldahl, de 750 cm^3, în care au fost adăugați în prealabil 50 cm^3 hidroxid de sodiu soluție 50%, fiartă și răcită, și circa 200 cm^3 apă distilată.

Balonul Kjeldahl se leagă apoi la un condensator spiralat al cărui tub de acumulare se cufundă într-un pahar de 400 cm^3, în care se află acid clorhidric 0,1 n, într-o cantitate exact măsurată cu biureta și la care s-au adăugat cîteva picături de roșu de metil ca indicator. Se distilă cel puțin 150 cm^3 de lichid. Dacă în timpul distilării acidul clorhidric, din paharul în care se prinde distilatul, nu mai este în exces față de amoniacul absorbit, fenomen ce poate fi urmărit prin virarea indicatorului, se mai adaugă încă o cantitate exact măsurată de acid clorhidric 0,1 n, astfel încît tot timpul distilării să fie un exces de acid clorhidric.

Cînd distilarea este gata, refrigerentul se desface și se spală, apele de spălare prinzîndu-se în paharul cu distilat. Excesul de acid clorhidric se titrează apoi cu hidroxid de sodiu 0,1 n.

$$\% \, NaCNO = \frac{0{,}0065 \, (V_1 - V_2)}{m} \, 100,$$

în care :

V_1 este volumul de acid clorhidric 0,1 n, în care s-a absorbit amoniacul , în cm^3 ;
V_2 — volumul de hidroxid de sodiu 0,1 n, cu care s-a titrat excesul de acid clorhidric 0,1 n, în cm^3 ;
m — masa probei luate pentru determinare, în g.

Observații : la montarea aparatului trebuie realizată o etanșare perfectă pentru a nu avea scăpări de amoniac, ceea ce duce la obținerea unor rezultate mai mici.

Se recomandă ca în balonul de distilare să se introducă cîteva bucățele de porțelan pentru a ajuta fierberea.

Determinarea conținutului de carbonat de sodiu. Se cîntăresc 0,5 g din proba de analizat și se dizolvă în 100 cm^3 apă distilată rece, într-un pahar conic. În soluția obținută se precipită carbonatul de sodiu, adăugînd 25 cm^3 clorură de bariu soluție 10%.

Paharul se astupă cu un dop de cauciuc, se agită bine și se lasă în repaus cel puțin două ore pentru separarea precipitatului de carbonat de bariu.

Soluția se filtrează apoi prin hîrtie de filtru tip bandă albastră, iar precipitatul se spală foarte bine cu apă conținînd 1% clorură de bariu. Hîrtia de filtru cu precipitat se introduce apoi tot în paharul în care s-a făcut precipitarea și în care se adaugă circa 100 cm^3 apă distilată, 4 — 5 picături roșu de metil ca indicator și acid clorhidric 0,1 n, în cantitate măsurată cu biureta și în exces. Soluția obținută se fierbe cîteva minute pentru eliminarea bioxidului de carbon rezultat prin dizolvarea carbonatului de bariu în acid clorhidric și se titrează cu hidroxid de sodiu soluție 0,1 n.

$$\% \, Na_2CO_3 = \frac{0{,}0053 \, (V_1 - V_2)}{m} \, 100 = \frac{0{,}53 \, (V_1 - V_2)}{m},$$

în care :

V_1 este volumul de acid clorhidric 0,1 n, în care s-a dizolvat precipitatul, în cm^3 ;
V_2 — volumul de hidroxid de sodiu 0,1 n, cu care s-a titrat proba, în cm^3 ;
m — masa probei luate pentru determinare, în g.

Observație : este absolut obligatoriu ca dizolvarea probei și precipitarea carbonatului de bariu să se facă la rece deoarece cianura de sodiu prin încălzire se carbonatează, ducînd la rezultate inexacte.

Determinarea conținutului de sulfură de sodiu în băile de sulfizare. Se dizolvă 1 g sare în 50 cm^3 apă. Insolubilul se filtrează și se spală cu apă. Filtratul și apele de spălare se prind într-un pahar conic, se adaugă puțin nitroprusiat de sodiu ($Na/Fe(CN)_5 NO/2H_2O$), iar soluția de culoare roz intens se titrează cu soluție de iod 0,1 n, pînă la dispariția completă a culorii roz.

$$\%Na_2S = \frac{0{,}0039 \, V}{m} \cdot 100,$$

în care :

V este volumul soluției de iod 0,1 n, utilizat la titrare, în cm^3 ;

0,0039 — cantitatea de sulfură de sodiu, în g, corespunzătoare la 1 cm³ soluţie de iod 0,1 n;

m — masa probei luate pentru analiză, în g.

LE CONTRÔLE DES PROCESSUS DE NITRURATION ET DE SULFINUSATION DANS LES BAINS DE SELS FONDUS

On applique maintenant de préférence, aussi bien à l'étranger qu'en Roumanie, la nitruration et la sulfinusation dans des bains de sels, à des températures comprises entre 550 et 580°C, pour une durée de 2—4h. Chez nous, l'introduction de ces processus a été accélérée par l'adoption de certains mélanges de sels non toxiques, d'un prix bas et faciles à obtenir.

La conduite des processus, ainsi que la qualité des couches et des propriétés obtenues sur les pièces d'acier ou de fonte, sont indissolublement liées à la rigueur du contrôle exécuté, durant le processus, sur la composition des sels et, après le processus, sur les pièces ou les épreuves.

La profondeur de la couche diffusée, la microstructure, la teneur en azote et en carbone (dans le cas de la nitruration) et en azote, en carbone et en soufre (dans le cas de la sulfinusation), la microdureté et la dureté, sont des méthodes courantes de contrôle appliquées sur des épreuves introduites en même temps que les charges de pièces. On déterminera spécialement, sur certains types d'épreuves, les éléments constituants de la couche de diffusion.

Une méthode indispensable de contrôle est l'analyse chimique périodique du mélange de sels fondus; conformément à cette analyse on effectue le rafraîchissement des bains de nitruration et de sulfinusation, ainsi que la neutralisation des sels épuisés et des eaux résiduelles.

NITRIDING AND SULPHIDING PROCESS CONTROL IN MOLTEN SALT BATHS.

Actually, on world scale and in our country as well, nitriding and sulphiding is applied in salt baths, at temperatures in the 550—580°C range and maintaining times varying between 2 and 4 hours. Bringing in of the two processes in our country was accelerated by utilization of economical, easy obtainable and non-toxic-throughout the whole temperature rangesalts.

Safety of process running as well as coating quality of steel or iron parts depends largely on process control carried-out on molten salts as well as subsequent control on parts and samples.

Depth of diffused layer, microstructure, content of nitrogen and carbon (for nitriding) and of nitrogen, carbon and sulphur (for sulphiding), microhardness and standard hardness, are running tested characteristics performed on samples immersed in the bath simultaneously with the load. On some samples, special types of tests are to be carried-out in view to establish structural components of diffusion layer.

An essential testing method is the periodic chemical analysis of the molten salt mixture; on its basis, refreshing of nitriding and sulphiding baths is carried-out as well as neutralization of exhausted salts and of waste water.

BIBLIOGRAFIE

[1] Suceveanu G. şi Minkevici A. N. *Noi băi de săruri pentru tratamente termochimice la temperatură joasă.* Metalurgia, nr. 6, 1966, p. 325—329.

[2] Suceveanu Gh. *Tehnologia aplicării procesului de sulfizare.* Metalurgia, nr. 4, 1963, p. 326—329.

[3] Kriulin A. V. *Sulfoţianirovanie stali i ciuguna.* Ed. Maşinostroenie, Moscova, 1965.

[4] *** Metals Handboock, vol. II, ASM, Ohio, 1964, p. 132.

[5] Borchert O. *Die Kaliumeyanatbestimmung in Nitriersalzbädern.* Der Maschinenbau, nr. 12, 1961, p. 512—514.

[6] Blok N. I. *Kacestvennti himiceskii analiz.* Gos. naucinotehniceskoe izd. him. literaturî, Moscova, 1952.

[7] Langyord K. E. *Analyse des bains de galvanoplastie.* Eyrolles, Paris, 1960.

V/O „MAŞINOEXPORT"

- Vă propune spre livrare pentru anii 1968-1970 lingotiere pentru turnarea lingourilor din oţel calmat şi necalmat de orice greutate (0,5—25 t).
- Lingotierele pot fi produse atît pe baza proiectelor beneficiarului, cît şi pe baza proiectelor executantului.

Vă rugăm să adresaţi comenzile dvs. pe adresa:

V/O Maşinoexport
U.R.S.S., Moscova, V—330
Mosfilmovskaia 35
Telex: 170

МАШИНОЭКСПОРТ

PUBLICOM

Contribuţii la măsurarea deformabilităţii la cald a metalelor şi aliajelor prin metoda torsiunii

Dr. ing. I. DRĂGAN
Institutul politehnic – Cluj

CZ 669.018 : 539.414 : 620.175

Folosind torsiunea pentru măsurarea deformabilităţii la cald a unor oţeluri, Hughes [1] a observat că aceasta a scăzut la temperaturi la care ea era în creştere prin încercări de tracţiune. Guenssier şi Castro [2] au afirmat că această metodă are multe avantaje faţă de alte încercări, dar ea poate indica valori eronate din cauza forţei axiale care apare în timpul deformării, forţă a cărei valoare se schimbă cu materialul şi temperatura de încercare. În această lucrare se propune a se examina influenţa forţei axiale asupra rezultatelor măsurării deformabilităţii şi efectului ei pentru o mai bună apreciere a deformabilităţii măsurate.

Experienţele au fost efectuate pe o instalaţie de încercare prin torsiune la care se poate aplica din exterior o forţă axială de diferite mărimi [3]. Epruvetele au fost executate din bare trase cu diametrul de 16 mm, oţelul avînd următoarea compoziţia chimică : 0,20% C; 0,46% Mn; 0,026% Si; 0,036% S; 0,068% P. Partea deformabilă a epruvetelor a avut dimensiunile ∅ 9,5×38 şi ∅ 6,5×26. Un lot de epruvete din prima mărime a fost deformat la 900°C şi un lot din mărimea a doua, la temperatura ambiantă. Cîteva epruvete din prima mărime au fost deformate şi la 700, 800, 1 000 şi 1 100°C.

Pentru deformarea la temperatura ambiantă torsiunea a fost combinată cu compresiunea şi tracţiunea, cu diferite valori ale forţei axiale. Pentru deformarea la 900°C, torsiunea a fost combinată numai cu tracţiunea, deoarece cînd forţa axială a avut valoarea zero, epruveta s-a scurtat, astfel că nu s-au putut efectua — cu succes — încercări în prezenţa compresiunii. Deformarea s-a efectuat cu 75 rot./min.

În timpul experienţelor s-a înregistrat numărul n de rotaţii pînă la rupere şi deformarea axială Δl pentru diferite valori ale raportului $\sigma : \tau$ (σ şi τ fiind eforturile normal şi tangenţial medii înregistrate în timpul deformării). Rezultatele obţinute sînt arătate în figura 1, fiecare punct fiind dat de valorile medii obţinute prin deformarea a trei epruvete. Epruvetele deformate la 900°C, cu diferite valori ale forţei axiale, sînt prezentate în figura 2.

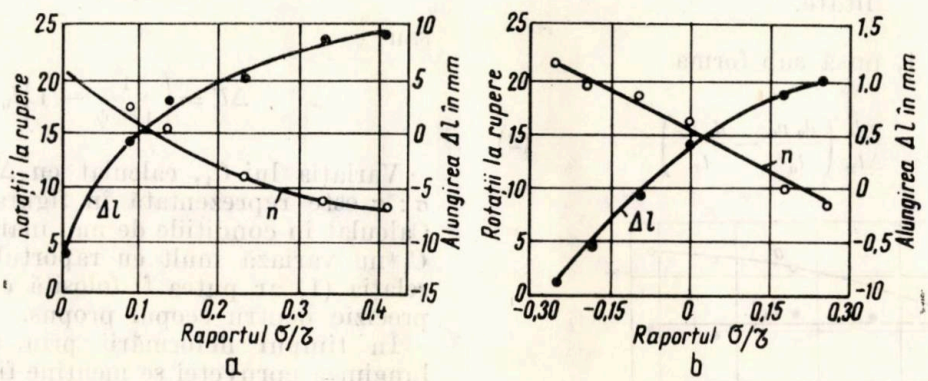


Fig. 1

Din figura 1 reiese că numărul de rotaţii pînă la rupere variază în mare măsură prin variaţia forţei axiale. Prin urmare, pentru o mai corectă evaluare a deformabilităţii la cald, măsurată prin torsiune, este necesar să se ţină seamă de influenţa forţei axiale. Pentru

a face o legătură între deformarea prin torsiune şi deformarea axială se propune relaţia :

$$\frac{\pi d_0 n_0}{l_0} = \frac{\pi d_x n_x}{l_x} + C_1 \frac{\Delta l_x}{l_0}, \qquad (1)$$

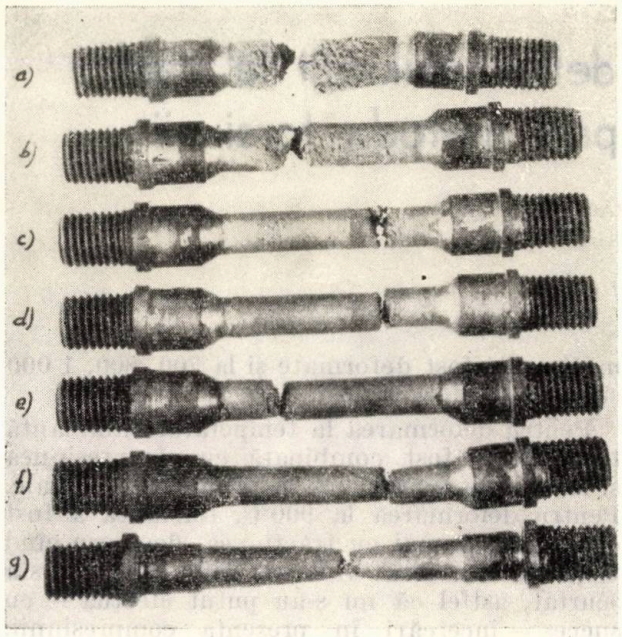


Fig. 2

unde : d_0 şi l_0 sînt dimensiunile iniţiale ale epruvetei ;

d_x şi l_x — dimensiunile medii ale epruvetei deformate ;

n_0 — numărul de rotaţii la rupere pentru $\Delta l_x \neq 0$;

n_x — numărul de rotaţii la rupere pentru $\Delta l_x \neq 0$;

C_1 — coeficientul de proporţionalitate.

Din ecuaţia 1, pusă sub forma

$$C_1 = \frac{\pi l_0}{\Delta l_x}\left(\frac{d_0 n_0}{l_0} - \frac{d_x n_x}{l_x}\right) \qquad (2)$$

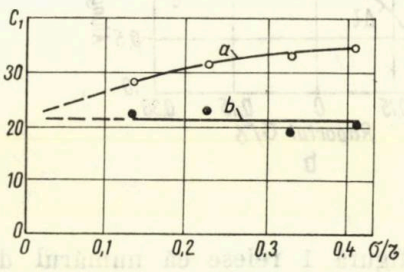


Fig. 3

s-a calculat coeficientul C_1, a cărui variaţie în funcţie de raportul $\sigma : \tau$ este reprezentată în figura 3.

Din curba *a* reiese că C_1 creşte cu creşterea raportului $\sigma : \tau$, fapt din care se pot trage două concluzii :

— fie că relaţia (1) nu este potrivită pentru a face o legătură între deformarea prin torsiune şi cea prin tracţiune ;

— fie că prin creşterea raportului $\sigma : \tau$ creşte neuniformitatea deformării epruvetei de-a lungul ei.

Din figura 2 rezultă că la valori mai mari ale raportului $\sigma : \tau$ apare o gîtuire a epruvetei, deci o deformare neuniformă de-a lungul ei. Din acest motiv se poate presupune că pentru calcularea lui C_1 ar fi mai bine a se lua în considerare nu Δl_x măsurat, ci un $\Delta l'_x$ calculat, care să corespundă reducerii secţiunii în porţiunea gîtuită. În acest scop, din condiţia constanţei volumului în timpul deformării

$$V = s_0 l_0 = s_x l_x, \qquad (3)$$

unde : s_0 şi l_0 sînt secţiunea şi lungimea iniţială a epruvetei ;

s_x şi l_x — secţiunea şi lungimea (medii) după rupere.

Se poate obţine o legătură între alungirea relativă ε şi reducerea relativă în suprafaţă ψ în modul următor :

$$\frac{S_0}{S_x} = \frac{S_0}{S_x + S_0 - S_0} = \frac{1}{\frac{S_0}{S_0} - \frac{S_0 - S_x}{S_0}} = \frac{1}{1 - \psi}$$

şi

$$\frac{l_x}{l_0} = \frac{l_x + l_0 - l_0}{l_0} = \frac{l_0}{l_0} + \frac{l_x - l_0}{l_0} = 1 + \varepsilon,$$

de unde :

$$\varepsilon = \frac{1}{1 - \psi} - 1$$

sau

$$\Delta l'_x = \left(\frac{1}{1 - \psi} - 1\right) l_0. \qquad (4)$$

Variaţia lui C_1, calculat cu $\Delta l'_x$, cu raportul $\sigma : \tau$ este reprezentată în figura 3, curba *b*. Calculat în condiţiile de mai înainte se vede că C_1 nu variază mult cu raportul $\sigma : \tau$ şi deci relaţia (1) ar putea fi folosită cu o suficientă precizie pentru scopul propus.

În timpul deformării prin torsiune, cînd lungimea epruvetei se menţine fixă, nu are loc nici o alungire a ei ($\Delta l = 0$) însă o forţă axială este prezentă ($\sigma \neq 0$).

În acest caz se pune întrebarea cum se poate ţine seamă de influenţa lui σ.

Se presupune că starea normală a deformării epruvetei este atunci cînd forţa axială este zero. În aceste condiţii desigur că lungimea epruvetei se modifică. Se poate presupune că

această modificare a lungimii este proporțională cu efortul axial σ. În acest fel se poate calcula mărimea Δl_x, cunoscînd valoarea raportului $\sigma : \tau$ și folosind ecuația lui Hill [4] de forma :

$$r\frac{d\theta}{dl} = \frac{3\tau}{\sigma}, \qquad (5)$$

unde r este raza epruvetei;

$d\theta$ — variația unghiului de răsucire;

dl — variația lungimii epruvetei în timpul răsucirii;

σ și τ — valorile medii ale eforturilor normal și tangențial în timpul deformării.

Folosind rezultatele din figura 1 și exprimînd $\Delta l : n$ în funcție de $\sigma : \tau$ care, după cum reiese din figura 4, este aproape liniară, se poate scrie că

$$\frac{d\theta}{dl} \approx \frac{\Delta\theta}{\Delta l}. \qquad (6)$$

Trebuie să se aibă în vedere că Hill a dedus relația (5) prin neglijarea eforturilor radial și circumferențial. Din relația :

$$\varepsilon_z = \Phi\,[\sigma_z - \nu(\sigma_\rho + \sigma_\theta)] \qquad (7)$$

unde ε_z reprezintă alungirea relativă;

σ_z, σ_ρ și σ_θ — eforturile axial, radial și circumferențial;

ν — coeficientul lui Poisson,

în condițiile în care $\varepsilon_z = 0$ și $\sigma \neq 0$, se vede că nici σ_ρ și σ_θ nu pot fi zero. Deoarece suma $\sigma_\rho + \sigma_\theta > 0$, rezultă că valoarea reală a lui Δl_x, corespunzătoare raportului $\sigma : \tau$ dat, este mai mică decît aceea dată de relația (5). Prin urmare, pentru a calcula mărimea reală a lui

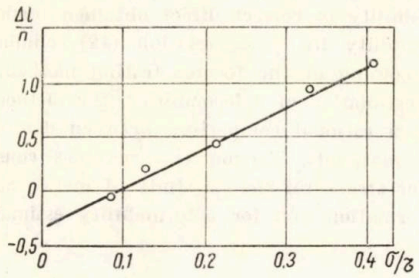


Fig. 4

Δl_x cu relația (5) ar trebui ca în loc de constanta C_1 să se folosească o mărime mai mare. Deoarece nu este posibil să se determine precis valorile eforturilor σ_ρ și σ_θ în condițiile deformării la cald și să se deducă o relație precisă, cu un coeficient potrivit pentru condițiile date, însă ținînd seama de cele de mai înainte, ecuația (5) va putea fi scrisă sub forma :

$$r\frac{\Delta\theta}{\Delta l} = C_2\frac{\tau}{\sigma}, \qquad (8)$$

unde C_2 este un coeficient de proporționalitate în locul constantei 3.

Din relația (8) scrisă sub forma :

$$C_2 = r\frac{\Delta\theta}{\Delta l}\frac{\sigma}{\tau} \qquad (9)$$

a fost calculat coeficientul C_2 în felul următor : pentru o temperatură dată, o epruvetă ținută cu

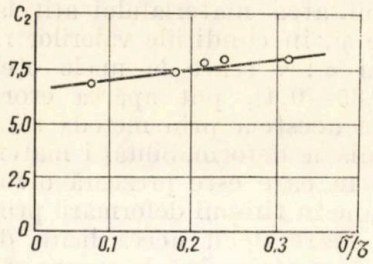


Fig. 5

lungimea fixă a fost deformată și măsurat raportul $\sigma : \tau$, iar o altă epruvetă a fost lăsată liberă și măsurat raportul $\Delta\theta : \Delta l$. Încercarea s-a repetat la diferite temperaturi, rezultînd diferite raporturi $\sigma : \tau$. Pentru aceste măsurări au fost folosite mărimi ale deformației cuprinse între opt și zece rotații. Variația coeficientului C_2 cu raportul $\sigma : \tau$ este arătată în figura 5.

Cunoscîndu-se acum valoarea lui C_2 și măsurînd raportul $\sigma : \tau$, se poate calcula valoarea Δl_x scriind ecuația (8) astfel :

$$\Delta l_x = \frac{r\Delta\theta}{C_2}\frac{\sigma}{\tau}. \qquad (10)$$

Dacă în relația (1) se înlocuiește Δl_x cu valoarea lui din relația (10), se obține :

$$\frac{\pi d_0 n_0}{l_0} = \frac{\pi d_x n_x}{l_x} + \frac{C_1}{C_2}\frac{r\Delta\theta}{l_0}\frac{\sigma}{\tau} \qquad (11)$$

Cînd epruveta este cu lungimea fixă, atunci $l_0 = l_x$ și $d_0 = d_x = 2r$. Scriind iarăși că $C_1 : C_2 = C$ și că $\Delta\theta = 2\pi n_x$ și introducîndu-le în relația (11), aceasta devine :

$$n_0 = n_x\left(1 + C\frac{\sigma}{\tau}\right), \qquad (12)$$

unde n_0 este numărul de rotații pînă la rupere, care ține seamă de influența forței axiale asupra deformabilității materialului încercat;

n_x — numărul de rotații pînă la rupere, măsurat direct;

C — coeficientul care depinde de material (pentru condițiile de încercare descrise, el variază între 2,5 și 3);

σ — valoarea medie a efortului axial (+ pentru tracțiune și — pentru compresiune);

τ — valoarea medie a efortului tangențial.

Concluzii

— Forța axială influențează în mare măsură deformabilitatea materialului atît la cald, cît și la rece și, în condițiile valorilor ridicate ale raportului $\sigma : \tau$ (care la unele oțeluri poate atinge 0,35—0,4), pot apărea erori mari în măsurarea acesteia prin metoda torsiunii. Valoarea reală a deformabilității materialelor, în condițiile în care este prezentă o forță axială de tracțiune în timpul deformării prin torsiune, este mai mare decît aceea luată direct prin numărul de rotații pînă la rupere și invers, la materialele la care apare în timpul deformării o forță de compresiune. De aici rezultă că și maximul, pe curba deformabilitate-temperatură, poate fi deplasat spre temperaturi mai ridicate pentru acele materiale la care este prezentă în timpul torsiunii o forță axială de tracțiune. De asemenea, el poate fi deplasat și spre temperaturi mai joase, la materialele la care este prezentă o forță de compresiune; aceasta în raport cu maximul stabilit direct fără a i se aplica deformabilității corecția propusă.

— Putîndu-se corecta valoarea deformabilității obținute direct prin torsiune, prin folosirea relației (12), este posibilă înlăturarea celui mai mare neajuns al acestei metode de încercare. Pe lîngă o mai justă apreciere a deformabilității unui material, stabilită în acest fel, se va putea face, într-un mod mai rațional, și o comparație între deformabilitatea diferitelor materiale. Încercarea prin torsiune este deci foarte potrivită atît pentru studierea modificărilor structurale ale metalelor și aliajelor în timpul deformării, cît și pentru măsurarea deformabilității acestora.

CONTRIBUTIONS AU PROBLÈME DU MESURAGE DE LA DÉFORMABILITÉ À CHAUD DES MÉTAUX ET DES ALLIAGES PAR LA MÉTHODE DE LA TORSION

La force axiale influe sur la déformabilité du matériau, à chaud et à froid, et lorsque le rapport σ/τ a des valeurs élevées (0,35—0,4 pour certains aciers), de grandes erreurs peuvent survenir lors du mesurage de cette force par la méthode de la torsion. La valeur réelle de la déformabilité des matériaux, quand une force axiale de traction est présente durant la déformation par torsion, est plus grande que celle indiquée directement par le nombre des rotations exécutées jusqu'à la rupture et elle est moindre pour les matériaux dans lesquels se développe une force de compression pendant la déformation. Il résulte que le maximum peut se déplacer, sur la courbe déformabilité-température, vers de plus hautes températures pour les matériaux dans lesquels est présente, durant la torsion, une force axiale de traction. De même il peut se déplacer vers de plus basses températures lorsqu'une force de compression est présente; tout cela par rapport au maximum établi directement, sans appliquer à la déformabilité la correction proposée.

La valeur de la déformabilité obtenue directement par la torsion pouvant être corrigée, en faisant usage de la relation (12), l'élimination du plus grand défaut de cette méthode devient possible. Outre qu'une plus juste appréciation de la déformabilité d'un matériau, établie de cette manière, est réalisable, on pourra faire une comparaison plus rationnelle entre les déformabilités des différents matériaux. L'essai par torsion est donc très indiqué pour étudier les modifications de la structure des métaux et des alliages durant la déformation, ainsi que pour mesurer leur déformabilité.

CONTRIBUTIONS TO HOT DEFORMABILITY ESTIMATION FOR METALS AND ALLOYS BY TORSION METHOD

Axial force influences in great extent hot as well as cold deformability of materials. At high values of the $\sigma : \tau$ rate (which for certain steels might reach 0,35...0,4) great errors might arrise in estimations made by the torsion method. Real value of material's deformability— in presence of an axial tensile force during torsion deformation— is greater than the estimated by number of rotations before breaking one. The contrary holds for materials with a compressive force arising during deformation. It follows that also the peak of the deformability-temperature curve might be displaced towards higher temperatures for materials presenting during torsion an axial tensile force and towords lower temperatures in the presence of a compressive force, in respect of the direct established maximum, without applying the proposed correction for deformability.

The possibility to correct direct obtained torsion values for deformability by using relation (12), eliminates the basic shortcoming of the former testing method. Besides a preciser estimation of deformability, the method enables to perform a rational comparison between deformabilities of various materials. Torsion test becomes consequently adequate for structural change study of metals and alloys during deformation and for deformability estimation.

BIBLIOGRAFIE

[1] Hughes D. E. R. *The Hot Torsion Test for Assesing Hor-Working Properties of Metals.* JISI, V. 170,1952.

[2] Guenssier A. și Castro R. *Hot-Workability of Alloy Steels.* Metal Treatment, July — Oct. 1959.

[3] Drăgan I. *Contribuții la studiul deformabilității la cald a metalelor și a aliajelor prin metoda torsiunii.* Disertație, Institutul politehnic—Cluj, 1965.

[4] Hill R. *Matematical Theory of Plasticity.* Oxford, 1960.

[5] Nadai A. *Theory of Flowand Fracture of Solids.* Mc Grow Hill, 1950.

Determinarea formatelor optime de brame şi de lingouri pentru produse plate

Ing. A. LEDERER
Institutul pentru proiectări de laminoare

CZ 669-413 : 621.771.21

Dimensiunile lingourilor şi semifabricatelor, indiferent de tipul laminorului şi sortimentul producţiei, au o influenţă considerabilă asupra productivităţii, asupra consumului de oţel şi asupra calităţii produselor. Deşi producţia de produse plate a luat o dezvoltare extraordinară în ultimii ani, în literatura de specialitate nu este tratată aproape de loc această problemă.

În studiul de faţă se analizează criteriile de dimensionare a bramelor şi a lingourilor pentru sortimentul de bază al produselor plate (table groase şi benzi late). Studiul se referă la oţelul carbon şi slab aliat; pentru oţeluri aliate principiile sînt aceleaşi, însă diferă limitele dimensionale. Deşi se prevede ca în viitorul apropiat turnarea continuă să se extindă din ce în ce mai mult, în prezent marea majoritate a producţiei de produse plate (peste 98%) se obţine din brame laminate din lingouri; de aceea în cadrul studiului nu s-a luat în considerare producţia de brame turnate continuu.

Dimensionarea bramelor

Brame pentru table groase. Limitele dimensionale ale bramelor folosite pentru table groase sînt centralizate în tabela 1.

Grosimea minimă este determinată de lungimea cuptoarelor cu propulsie, deoarece din practică rezultă că pentru împingerea bramelor în cuptor fără pericol de suprapunere, trebuie respectată relaţia $h \geqslant L : (250-300)$, unde h este grosimea bramei, iar L — lungimea cuptorului. Pe baza acestei condiţii, în cazul cuptoarelor cu propulsie de 100 — 150 t/h, avînd 25—30 m lungime, grosimea minimă a bramelor este de circa 100 mm; pentru o siguranţă totală în exploatare este indicat însă ca grosimea minimă să fie de 110 — 120 mm. Grosimea maximă a bramelor este limitată la 300 mm, fiind condiţionată de asigurarea unei încălziri uniforme în cuptoarele cu propulsie.

Lăţimea minimă a bramelor este limitată de transportul lor la trecerile de lăţire; în cazul efectuării transversale a acestor treceri, tehnologia normală la laminoarele moderne asigurînd o productivitate mărită şi o precizie ridicată, lăţimea minimă este de circa 1 000 mm; cînd trecerile de lăţire se fac pe diagonală, lăţimea minimă poate fi redusă la 600 — 800 mm. Lăţimea maximă a bramelor este determinată de posibilităţile slebingurilor, la construcţiile moderne fiind de 1 900 — 2 000 mm (şi peste).

Lungimea minimă a bramelor este determinată de construcţia cuptoarelor cu propulsie. În cazul cuptoarelor uzuale, avînd şinele de glisare la o distanţă de 1 100 — 1 200 mm, lungimea minimă posibilă este de 1 500 — 1 600 mm; pentru o siguranţă completă în exploatare se recomandă însă o lungime minimă de 1 700 — 1 800 mm. Lungimea maximă normală a bramelor este cu 200 — 300 mm mai mică decît lungimea tăbliei cilindrilor — pentru a permite trecerile transversale de lăţire — nedepăşind însă, în general, 3 000 — 3 500 mm. În cazul tablelor foarte groase şi înguste, care se lamineză numai longitudinal (fără lăţire), lungimea bramelor poate ajunge la 6 000 — 7 000 mm.

În cazul încălzirii bramelor în cuptoare cameră adînci, cu vatră mobilă sau cu vatră păşitoare, limitele dimensionale la grosime şi lungime pot fi extinse (tabela 1).

Prima etapă de dimensionare a bramelor cuprinde determinarea masei acestora, care rezultă din dimensiunile tablei finite şi din consumul specific de oţel. Lungimea finită maximă a tablei obţinute dintr-o bramă depinde de grosimea şi lăţimea tablei, precum şi de caracteristicile laminorului, la instalaţiile moderne fiind 20 — 30 m (şi peste). La alegerea bramelor trebuie să se tindă la lungimi cît mai mari ale tablelor laminate, mărind astfel

Tabela 1

Dimensiunea		Valori limită, mm	Valori pentru cuptoare cu propulsie, mm	
			Extreme	Uzuale
Grosimea	Minimă	75	100	110—120
	Maximă	600	300	250—300
Lăţimea	Minimă	600—800	600—800	1 000—1 200
	Maximă	2 000—2 150	2 000—2 150	1 500—1 900
Lungimea	Minimă	1 200—1 300	1 500	1 700—1 800
	Maximă	6 000—7 000	6 000—7 000	3 000—3 500

productivitatea cajelor şi a ajustajului şi reducînd consumul de oţel. Considerînd o lungime finită a tablelor de 25 m şi un consum specific de oţel de 1,20 t/t, masa bramelor poate fi exprimată, în t, prin relaţia:

$$G_{br} = 2{,}35 \times 10^{-4} h_t b_t, \qquad (1)$$

unde:

h_t este grosimea tablei, mm;
b_t — lăţimea tablei finite, mm.

În figura 1 este reprezentată grafic relaţia (1) pentru cîteva lăţimi caracteristice de tablă. Masa rezultată din această relaţie este numai aproximativă; valoarea exactă se determină prin corectarea lungimii totale a tablei, ţinînd seama de următoarele condiţii: *a*) din tabla-mamă trebuie să rezulte un număr întreg de table-fiice; *b*) masa bramei trebuie să fie un

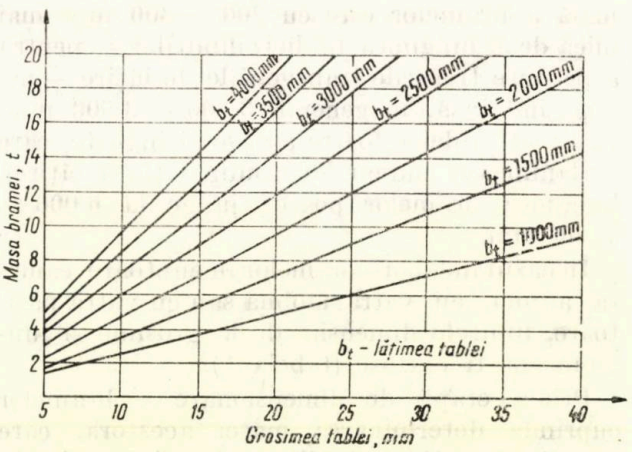


Fig. 1

divizor al masei lingoului, pentru a obţine un număr întreg de brame; în caz contrar va trebui micşorată lungimea de laminare, utilizîndu-se alte combinaţii ale tablelor-fiice.

Aceeaşi dimensiune de tablă se poate obţine dintr-un număr foarte mare de formate de brame, toate avînd aceeaşi masă. Astfel, o tablă finită de $10 \times 1\,800 \times 25\,000$ mm se poate lamina din brame de $100 \times 1\,800 \times 3\,000$ mm, $120 \times 1\,500 \times 3\,000$ mm, $120 \times 1\,800 \times 2\,500$ mm, $150 \times 1\,200 \times 3\,000$ mm, $150 \times 1\,500 \times 2\,400$ mm, $150 \times 1\,800 \times 2\,000$ mm, $200 \times 1\,000 \times 2\,700$ mm, $200 \times 1\,500 \times 1\,800$ mm, $250 \times 1\,000 \times 2\,150$ mm, $250 \times 1\,200 \times 1\,800$ mm, $300 \times 1\,000 \times 1\,800$ mm etc., toate avînd 4,25 t. Dimensiunile optime ale bramelor se aleg pe baza principiilor expuse în continuare.

Lungimea bramelor trebuie să fie maximă posibilă, pentru a obţine o productivitate ridicată la încălzire şi la laminare. Utilizarea unor brame cît mai lungi are o importanţă deosebită la cuptoarele cu propulsie, deoarece productivitatea acestora creşte proporţional cu lungimea bramei. Astfel, un cuptor cu o productivitate nominală de 120 t/h pentru brame de 3 m lungime (încărcate pe două rînduri), va avea numai 72 t/h la brame de 1,8 m. Alegînd lungimea bramelor pe baza acestui deziderat, se poate determina, în continuare, secţiunea bramei, prin relaţia:

$$S_{br} = h_{br}\ b_{br} = \frac{G_{br}}{\gamma l_{br}}, \qquad (2)$$

unde:

G_{br} este masa bramei determinată prin relaţia (1) şi corectată în funcţie de masa tablelor-fiice şi de masa lingoului.

Desigur, în cazul tablelor subţiri şi înguste nu se poate utiliza o lungime prea mare a bramelor, deoarece ar rezulta o grosime şi o lăţime prea mică a acestora; în consecinţă, relaţia (2) trebuie completată cu următoarele condiţii suplimentare (rezultate din tabela 1):

— încălzire în cuptoare cu propulsie, laminare transversală $S_{br} \geqslant 1\,000 - 1\,400$ cm²;
— încălzire în cuptoare cu propulsie, laminare pe diagonală $S_{br} \geqslant 600 - 1\,000$ cm²;
— încălzire în cuptoare cameră, cu vatră păşitoare etc., laminare transversală $S_{br} \geqslant 750 - 900$ cm²;

— încălzire în cuptoare cameră, cu vatră păşitoare etc., laminare pe diagonală $S_{br} \geqslant 450 - 600$ cm².

Grosimea bramei trebuie să fie cît mai mică, deoarece în felul acesta se reduce numărul de treceri şi se măreşte productivitatea laminorului

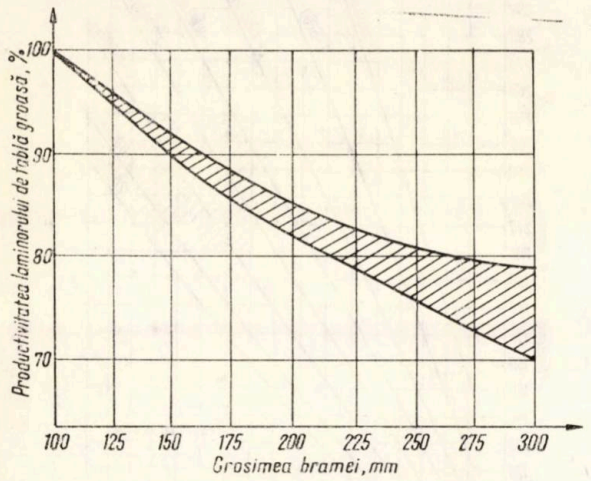


Fig. 2

de tablă groasă. Astfel, după cum rezultă din figura 2, prin mărirea grosimii bramei de la 100 la 300 mm, productivitatea scade în medie cu 20—30% (în funcţie de dimensiunile tablei şi de schema de laminare adoptată). Micşorarea grosimii bramei duce la mărirea numărului de treceri la slebing. Datorită însă faptului că secţiunea bramei este constantă, va rezulta o lăţime mai mare a bramei, avînd drept consecinţă mărirea masei lingoului; în felul acesta nu va rezulta o micşorare a productivităţii slebingului, dimpotrivă, după cum rezultă din

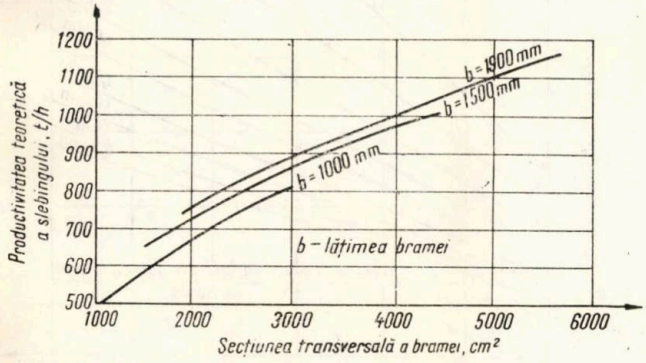


Fig. 3

figurile 3 şi 4, influenţa lăţimii este mai importantă, astfel că la aceeaşi secţiune a bramei, productivitatea slebingului este cu atît mai ridicată, cu cît grosimea este mai mică şi, respectiv, lăţimea mai mare. O lăţime prea mică a bramelor are o influenţă negativă şi asupra calităţii tablelor, deoarece cînd raportul dintre lăţimea tablei şi cea a bramei este mai mare de 2, există pericolul apariţiei suprapunerilor marginale, ducînd la un consum mai ridicat de oţel. Înainte exista părerea că o lăţime mai mică a bramelor asigură proprietăţi mai uniforme ale tablelor în cele două direcţii. Cercetările practice au arătat însă că pentru omogenizarea proprietăţilor este necesar ca raportul de deformare (raportul între reducerea totală de la lingou la tablă, rezultată în urma trecerilor longitudinale, şi reducerea totală, rezultată în urma trecerilor transversale) să aibă o valoare mai mică de 3; ori, în cazul schemelor longitudinale de laminare (tehnologia uzuală) raportul de deformare este mult mai mare (10 — 100), astfel că anizotropia proprietăţilor nu poate fi eliminată în nici un caz prin laminare.

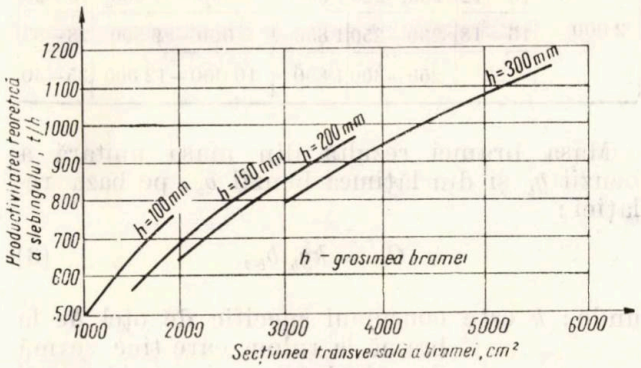


Fig. 4

Tehnologia modernă de laminare a tablelor groase se bazează pe folosirea unor brame cu lăţimi şi grosimi tipizate, urmînd ca variaţia de masă să fie preluată de lungime. În felul acesta se simplifică procesul de laminare atît la slebing, cît şi la laminorul de tablă groasă, obţinînd în acelaşi timp o productivitate ridicată. Pe baza experienţei diverselor uzine se poate considera numărul optim de grosimi tipizate 4—5, iar cel de lăţimi 5—6.

Brame pentru benzi late. Dimensiunile maxime ale bramelor pentru cele mai reprezentative tipuri de laminoare (lungimea tăbliei 1 700 şi 2 000 mm) sînt centralizate în tabela 2, în funcţie de masa unitară (masa totală raportată la lăţime), care este caracteristica de bază a laminoarelor de benzi late.

Valorile minime ale grosimii şi lungimii bramelor (limitate de lungimea cuptoarelor cu propulsie, respectiv de distanţa dintre şinele de glisare şi de distanţa dintre cilindrii verticali şi orizontali la cajele degrosisoare universale), interesează numai în cazul oţelurilor înalt aliate şi reprezintă 120 — 150 mm, respectiv 3 000 — 4 000 mm la laminoarele moderne de benzi late.

Dimensionarea bramelor este mult mai simplă la benzi late decît la tablă groasă datorită, pe de o parte, faptului că lăţimea bramei este determinată de lăţimea benzii (considerînd

cazul cel mai frecvent că nu sînt necesare treceri de lăţire), iar pe de altă parte faptului că lungimea benzii nu depinde de dimensiunile tablei finite, rezultînd în mod automat din masa bramei.

Tabela 2

Lungimea tăbliei laminorului, mm	Masa unitară, kg/mm de lăţime	Dimensiunile maxime ale bramei, mm			Masa maximă a bramei, t
		Grosimea	Lăţimea	Lungimea	
1 700	10 – 12	200 – 220	1 550	6 000 – 7 000	15 – 18
	16 – 18	230 – 250	1 500	9 000 – 9 500	24 – 28
	22	250 – 300	1 550	10 000 – 12 000	30 – 33
2 000	10 – 12	200 – 220	1 850	6 000 – 7 000	18 – 20
	16 – 18	230 – 250	1 850	9 000 – 9 500	28 – 33
	22	250 – 300	1 850	10 000 – 12 000	35 – 40

Masa bramei rezultă din masa unitară a benzii g_l şi din lăţimea benzii b_b, pe baza relaţiei :

$$G_{br} = k g_b b_b, \qquad (3)$$

unde : k este consumul specific de oţel de la bramă la rulou, care ţine seamă de pierderea prin oxidare şi şutare şi are valoarea de 1,03 – 1,04 t/t.

În cazul laminării fără lăţire, legătura dintre lăţimea bramei b_{br} şi lăţimea benzii b_b este dată de relaţia :

$$b_{br} = b_b + \Delta b, \qquad (4)$$

unde : Δb este reducerea laterală la caja verticală, avînd în general valoarea de 0 – 60 mm.

Din relaţiile (3) şi (4) se poate determina secţiunea longitudinală a bramei ($h_{br}\, l_{br}$). Alegînd lungimea maximă a bramei admisă de cuptoarele cu propulsie, rezultă grosimea bramei. În figura 5 este reprezentată grafic variaţia grosimii bramei în funcţie de masa unitară pentru cîteva lungimi caracteristice. Zona haşurată cuprinde bramele folosite la laminoarele moderne.

Calculul dimensiunilor bramelor după metoda arătată este numai preliminar ; rezultatele trebuie corectate luînd în considerare tipizarea grosimii şi lăţimii bramelor, precum şi corelarea cu formatele de lingouri.

Numărul de lăţimi de brame pentru întreaga gamă de dimensiuni de benzi depinde de reducerea laterală admisă la caja verticală Δb_{max}, fiind dat de relaţia (5), care este reprezentată grafic în figura 6 :

$$n_{br} = \frac{bb_{max.} - bb_{min.}}{\Delta b_{max.}}, \qquad (5)$$

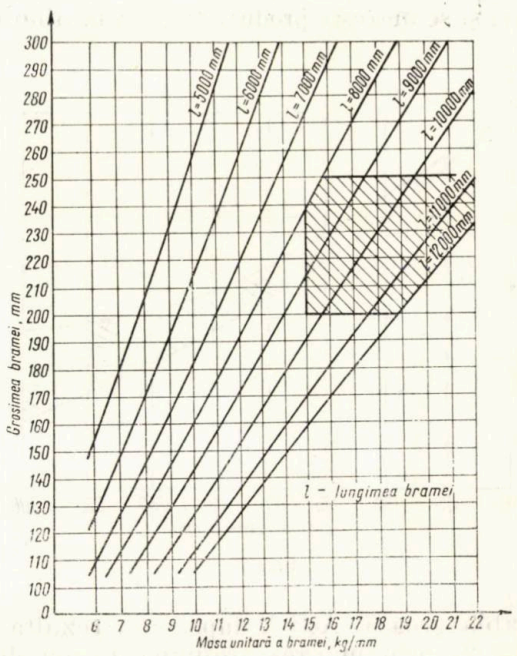


Fig. 5

unde : $bb_{max.}$ şi $bb_{min.}$ reprezintă lăţimea maximă şi, respectiv, minimă a benzilor.

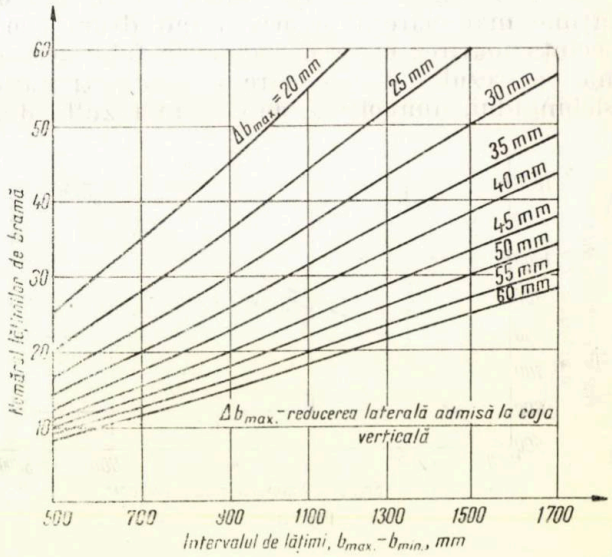


Fig. 6

Spre deosebire de laminoarele de tablă groasă, pentru fiecare lăţime corespunde, în general, o singură grosime de bramă ; totuşi numărul formatelor va fi foarte mare (15 – 60), datorită legăturii rigide dintre lăţimea bramei şi a benzii.

În scopul tipizării grosimii bramelor, se modifică lungimea acestora; variația lungimii trebuie însă să se facă în limite strînse, pentru a asigura o productivitate ridicată a cuptoarelor cu propulsie și acoperirea integrală a șinelor de glisare.

Dimensionarea lingourilor

Formatele de lingouri se determină în funcție de sortimentul de brame, ținînd seamă de factorii limitativi tehnologici și constructivi, precum și de caracteristicile procesului de turnare a oțelului.

Deoarece benzile late necesită un număr mai mare de formate de brame (și deci de lingouri) datorită legăturii relativ rigide dintre lățimea benzii și a lingoului, formatele de lingouri de la slebing se dimensionează în general în funcție de sortimentul laminorului de benzi, urmînd ca lățimile de brame necesare pentru table groase să fie alese dintre cele determinate anterior pentru benzi.

Fabricația modernă de bandă se caracterizează prin obținerea unei singure brame dintr-un lingou, datorită maselor unitare ridicate a rulourilor; în consecință, masa lingourilor G_e va fi dată de relația:

$$G_e = g_b\, b_b\, k_1\, k_2, \qquad (6)$$

unde:

g_b este masa unitară a benzii;

b_b — lățimea benzii;

k_1 și k_2 — consumul specific de oțel de la bramă la bandă și, respectiv, de la lingou la bramă.

Dintre toți parametrii dimensionali ai lingourilor, cel mai rigid este lățimea lor, care este în strînsă legătură cu lățimea bramelor obținute din ele. Diferența dintre lățimea lingoului și cea a bramei (reducerea laterală) trebuie să asigure eliminarea structurii de turnare și evitarea formării crăpăturilor, ceea ce se obține la o mărime a acestei reduceri de 50—100 mm, considerînd lățimea minimă a lingoului. Reducerea laterală maximă depinde de numărul tipurilor (lățimilor) de bramă care se obțin din același format de lingou și în practică este de 300 — 400 mm. Cu cît reducerea laterală este mai mare, cu atît mai mică este productivitatea slebingului și cu atît mai mare este consumul de oțel. Pe de altă parte însă, o reducere laterală mai mare permite micșorarea numărului de formate de lingouri. Ținînd seamă de aceste considerente este indicat ca pentru bramele cele mai frecvente, reducerea laterală să fie cît mai mică.

Numărul lățimilor (deci și al formatelor) de lingouri pentru întreaga gamă de dimensiuni de brame este determinat de sortimentul laminorului de benzi și poate fi exprimat prin relația (7), care este reprezentată grafic în figura 7, construită pentru o valoare constantă a lui Δb (50 mm):

$$n_b = \frac{b_{br\,max.} - b_{br\,min.} + \Delta b}{\Delta B_{max.} - \Delta B_{min.} + \Delta b}, \qquad (7)$$

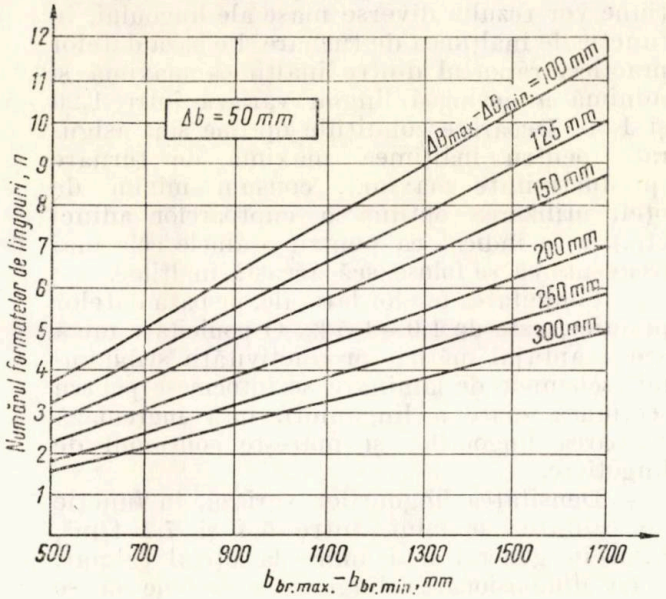


Fig. 7

unde: $b_{br\,max.}$ și $b_{br\,min.}$ sînt lățimea maximă și minimă a bramelor;

$\Delta B_{max.}$ și $\Delta B_{min.}$ — reducerea laterală maximă și minimă de la lingou la bramă;

Δb — reducerea laterală de la bramă la bandă sau pasul seriei de brame.

Cunoscînd masa și lățimea lingourilor, se determină grosimea și înălțimea pe baza următoarelor criterii:

— Raportul dintre lățimea și grosimea lingourilor mari folosite la slebing este indicat să nu depășească valoarea de 2,5. Deși un raport mai mare mărește productivitatea la încălzirea și laminarea lingourilor, datorită reducerii numărului de treceri (la aceeași masă se micșorează grosimea), nu este indicat a depăși această valoare, deoarece se înrăutățesc condițiile de solidificare și turnare și crește consumul de lingotiere.

— Raportul dintre înălțimea și grosimea lingourilor este indicat să nu depășească valoarea de 3,5 (la lingouri mari 2,5—3,0), deoarece se îngreuiază condițiile de turnare și apare pericolul de crăpături.

— În scopul simplificării procesului tehnologic de încălzire și laminare a lingourilor, este indicat să se păstreze o grosime constantă pentru un număr cît mai mare de formate.

— În scopul reducerii numărului de formate de lingouri și al asigurării unei elasticități ridicate în exploatare, înălțimea lingourilor va fi variabilă. În felul acesta, pentru aceeași secțiune vor rezulta diverse mase ale lingoului, în funcție de înălțimea de turnare. Pe baza datelor practice, raportul dintre înălțimea maximă și minimă a aceluiași lingou variază între 1,20 și 1,30. Deoarece condițiile optime sînt asigurate pentru înălțimea maximă de turnare (productivitate maximă, consum minim de oțel, utilizarea optimă a cuptoarelor adînci etc.), este indicat ca pentru bramele cele mai frecvente să se folosească această înălțime.

— Conicitatea fețelor laterale, pe baza datelor practice, este de 1,0—1,5%. O conicitate mică are avantajul măririi productivității slebingului (schemele de laminare se întocmesc pentru secțiunea mare a lingoului), însă îngreuiază striparea lingourilor și mărește consumul de lingotiere.

— Densitatea lingourilor variază, în funcție de calitatea oțelului, între 6,3 și 7,2 t/m^3, fiind în general mai mare la oțelul calmat.

La dimensionarea lingourilor trebuie să se țină seamă și de capacitatea cuptoarelor de elaborare a oțelului. Pentru asigurarea unei tehnologii normale de încălzire și laminare, încărcătura unei celule a cuptoarelor adînci trebuie să fie egală cu masa unei șarje sau să fie un divizor întreg al acestora (în cazul cuptoarelor mari de elaborare).

Dimensionarea lingourilor este influențată și de calitatea oțelului și de tehnologia de turnare. Pe lîngă lingotiere direct conice obișnuite pentru oțel necalmat și semicalmat, la fabricația de produse plate se folosesc frecvent următoarele tipuri de lingotiere: lingotiere direct conice cu partea superioară avînd forma unui gît de butelie, pentru oțel necalmat; lingotiere invers conice cu maselotă pentru oțel calmat; lingotiere direct conice cu plăci izolante în partea superioară, pentru oțel calmat. Desigur, la primele două din aceste tipuri nu se va putea aplica principiul turnării lingourilor la înălțime variabilă și, deci, fiecare tip de lingou va avea o înălțime constantă. Deoarece în acest caz masa unitară maximă se obține la brama cu lățimea minimă rezultată din formatul respectiv, va trebui acceptat un compromis în ceea ce privește reducerea laterală, admițînd ca pentru lățimile cele mai frecvente reducerea laterală să fie maximă.

În cazul unor instalații existente, dimensiunile lingourilor trebuie să se înscrie în posibilitățile utilajelor. Astfel, masa maximă va fi limitată de poduri rulante, transfercar, căi cu role etc.; înălțimea minimă, de pasul căilor cu role, iar cea maximă, de construcția cuptoarelor adînci; grosimea și lățimea maximă, de construcția cajei și a diverselor utilaje de deservire (transfercar, căi de role etc.).

Exemplu de calcul

Să se determine formatele optime de brame și lingouri pentru un combinat specializat pe produse plate și prevăzut cu un slebing universal, care poate prelucra lingouri de maximum 35 t. Din producția de oțel a combinatului, circa 75% este transformată în benzi și circa 25%, în tablă groasă. Laminoarele finisoare la cald sînt:

— Laminorul de benzi late la cald (2 000 mm) produce benzi cu dimensiunile: $h = 1{,}2 - 12$ mm, $b = 650 - 1\,900$ mm, $g_{max.} = 18 - 20$ kg/mm, din brame cu dimensiunile: $h = 150 - 250$ mm, $b = 650 - 1\,900$ mm, $l = 3\,500 - 10\,000$ mm, $G_{max.} = 30$ t.

— Laminorul de tablă groasă (4 000 mm) produce table cu dimensiunile: $h = 5 - 40$ mm (și peste), $b = 1\,000 - 3\,800$ mm, $l_{max} = 30\,000$ mm, din brame cu dimensiunile: $h = 120 - 300$ mm, $b = 1\,000 - 1\,900$ mm, $l = 1\,700 - 3\,500$ mm.

Toate lingourile vor fi turnate în lingouri direct conice normale, fără maselotă; la oțel calmat lingotierele vor fi căptușite cu plăci izolante. Consumul mediu de oțel de la lingou la bramă este de 1,16 t/t, iar de la bramă la bandă, de 1,03 t/t.

Dimensionarea lingourilor pornește de la laminorul de benzi, care reprezintă consumatorul principal de oțel și necesită un număr mai mare de formate de brame și, deci, de lingouri. Numărul lățimilor și deci al formatelor de brame, considerînd reducerea laterală la caja verticală de 50 mm, va fi de 25 (relația 5), iar numărul formatelor de lingouri, considerînd reducerea laterală maximă 300 mm, cea minimă 150 mm și pasul seriei de brame 50 mm, va fi de 6,5 (relația 7). S-au ales șapte formate de lingouri, centralizate în tabela 3, care cuprinde și legătura dintre aceste formate și sortimentul laminorului de benzi. La gruparea bramelor s-a ținut seamă ca pentru lățimile cele mai frecvente de benzi (în special grupele 1 000 — 1 050 mm, 1 200 — 1 250 mm și 1 500 — 1 550 mm), reducerea laterală de la lingou la bramă să fie minimă. Cu excepția lingoului de 35 t s-a adoptat o grosime constantă a lingourilor, avînd valoarea maximă (la bază) de 1 140 mm. Înălțimea maximă a lingourilor s-a ales de 2 500 mm, cea minimă, de 2000 mm, iar conicitatea, de 1,4%. Densitatea medie a lingourilor a fost adoptată de 7 t/m^3.

Pentru a ilustra avantajele turnării lingourilor cu înălțime variabilă, în tabela 4 s-au

Tabela 3

Lățimea benzii mm	Lățimea bramei mm	Lățimea maximă a lingoului mm	Reducerea laterală mm	Masa unitară a benzii kg/mm	Masa bramei t	Masa lingoului t	Înălțimea lingoului mm	Secțiunea lingoului mm
650— 700	700	1 000	300	19,7—18,3	13,2	15,4	2 050	1 070 × 930 / 1 140 × 1 000
700— 750	750		250	19,7—18,4	14,2	16,5	2 200	
750— 800	800		200	19,6—18,3	15,1	17,5	2 350	
800— 850	850		150	19,4—18,3	16,0	18,6	2 500	
850— 900	900	1 200	300	19,4—18,3	17,0	19,8	2 200	1 070 × 1 130 / 1 140 × 1 200
900— 950	950		250	19,3—18,3	17,9	20,8	2 300	
950—1 000	1 000		200	19,2—18,2	18,8	21,7	2 400	
1 000—1 050	1 050		150	19,1—18,2	19,7	22,8	2 500	
1 050—1 100	1 100	1 400	300	18,5—17,7	20,0	23,2	2 200	1 070 × 1 330 / 1 140 × 1 400
1 100—1 150	1 150		250	18,5—17,7	21,0	24,3	2 300	
1 150—1 200	1 200		200	18,5—17,7	21,9	25,4	2 400	
1 200—1 250	1 250		150	18,5—17,7	22,8	26,4	2 500	
1 250—1 300	1 300	1 550	250	18,1—17,4	23,2	26,9	2 300	1 070 × 1 480 / 1 140 × 1 550
1 300—1 350	1 350		200	18,1—17,4	24,2	28,1	2 400	
1 350—1 400	1 400		150	18,1—17,4	25,1	29,2	2 500	
1 400—1 450	1 450	1 700	250	17,9—17,3	25,8	29,9	2 300	1 070 × 1 630 / 1 140 × 1 700
1 450—1 500	1 500		200	17,9—17,3	26,8	31,1	2 400	
1 500—1 550	1 550		150	17,9—17,3	27,7	32,2	2 500	
1 550—1 600	1 600	1 850	250	17,6—17,0	28,1	32,5	2 300	1 070 × 1 780 / 1 140 × 1 850
1 600—1 650	1 650		200	17,6—17,0	29,0	33,6	2 400	
1 650—1 700	1 700		150	17,6—17,0	30,1	35,0	2 500	
1 700—1 750	1 750	2 050	300	17,1—16,7	30,1	35,0	2 500	960 × 1 980 / 1 030 × 2 050
1 750—1 800	1 800		250	16,7—16,2				
1 800—1 850	1 850		200	16,2—15,8				
1 850—1 900	1 900		150	15,8—15,4				

Tabela 4

Lățimea benzii mm	Lățimea bramei mm	Lățimea maximă a lingoului mm	Reducerea laterală mm	Masa unitară a benzii kg/mm	Masa bramei t	Masa lingoului t	Înălțimea lingoului mm	Secțiunea lingoului mm
650— 700	700	950	250	20,0—18,6	13,4	15,6	2 450	960 × 880 / 1 030 × 950
700— 750	750		200	18,6—17,4				
750— 800	800		150	17,4—16,2				
800— 850	850	1 150	300	19,8—18,6	16,3	18,9	2 450	960 × 1 080 / 1 030 × 1 150
850— 900	900		250	18,6—17,6				
900— 950	950		200	17,6—16,7				
950—1 000	1 000		150	16,7—15,8				
1 000—1 050	1 050	1 350	300	19,0—18,1	19,6	22,8	2 500	960 × 1 280 / 1 030 × 1 350
1 050—1 100	1 100		250	18,1—17,3				
1 100—1 150	1 150		200	17,3—16,5				
1 150—1 200	1 200		150	16,5—15,8				
1 200—1 250	1 250	1 500	250	17,8—17,0	21,9	25,4	2 500	960 × 1 430 / 1 030 × 1 500
1 250—1 300	1 300		200	17,0—16,4				
1 300—1 350	1 350		150	16,4—15,8				
1 350—1 400	1 400	1 650	250	17,3—16,7	24,1	28,0	2 500	960 × 1 580 / 1 030 × 1 650
1 400—1 450	1 450		200	16,7—16,1				
1 450—1 500	1 500		150	16,1—15,6				
1 500—1 550	1 550	1 850	300	17,5—17,0	27,1	31,5	2 500	960 × 1 780 / 1 030 × 1 850
1 550—1 600	1 600		250	17,0—16,4				
1 600—1 650	1 650		200	16,4—15,9				
1 650—1 700	1 700		150	15,9—15,5				
1 700—1 750	1 750	2 050	300	17,1—16,7	30,1	35,0	2 500	960 × 1 980 / 1 030 × 2 050
1 750—1 800	1 800		250	16,7—16,2				
1 800—1 850	1 850		200	16,2—15,8				
1 850—1 900	1 900		150	15,8—15,4				

Tabela 5

Nr. formatului de lingou	Lingoul			Reducerea laterală, mm	Brama finită				Banda	
	Secțiunea, mm	Lungimea, mm	Masa, t		Lățimea, mm	Grosimea, mm	Lungimea, mm	Masa, t	Lățimea, mm	Masa unitară, kg/mm
1	1 070 × 930 / 1 140 × 1 000	2 050	15,4	300	700	240	10 000	13,2	650—700	19,7—18,3
		2 200	16,5	250	750	240	10 000	14,2	700—750	19,7—18,4
		2 350	17,5	200	800	240	10 000	15,1	750—800	19,6—18,3
		2 500	18,6	150	850	240	10 000	16,0	800—850	19,4—18,3
2	1 070×1 130 / 1 140×1 200	2 200	19,8	300	900	240	10 000	17,0	850—900	19,4—18,3
		2 300	20,8	250	950	240	10 000	17,9	900—950	19,3—18,3
		2 400	21,7	200	1 000	240	10 000	18,8	950—1 000	19,2—18,2
		2 500	22,8	150	1 050	240	10 000	19,7	1 000—1 050	19,1—18,2
3	1 070×1 330 / 1 140×1 400	2 200	23,2	300	1 100	240	9 700	20,0	1 050—1 100	18,5—17,7
		2 300	24,3	250	1 150	240	9 700	21,0	1 100—1 150	18,5—17,7
		2 400	25,4	200	1 200	240	9 700	21,9	1 150—1 200	18,5—17,7
		2 500	26,4	150	1 250	240	9 700	22,8	1 200—1 250	18,5—17,7
4	1 070×1 480 / 1 140×1 550	2 300	26,9	250	1 300	230	9 900	23,2	1 250—1 300	18,1—17,4
		2 400	28,1	200	1 350	230	9 900	24,2	1 300—1 350	18,1—17,4
		2 500	29,2	150	1 400	230	9 900	25,1	1 350—1 400	18,1—17,4
5	1 070×1 630 / 1 140×1 700	2 300	29,9	250	1 450	230	9 900	25,8	1 400—1 450	17,9—17,3
		2 400	31,1	200	1 500	230	9 900	26,8	1 450—1 500	17,9—17,3
		2 500	32,2	150	1 550	230	9 900	27,7	1 500—1 550	17,9—17,3
6	1 070×1 780 / 1 140×1 850	2 300	32,5	250	1 600	230	9 750	28,1	1 550—1 600	17,6—17,0
		2 400	33,6	200	1 650	230	9 750	29,0	1 600—1 650	17,6—17,0
		2 500	35,0	150	1 700	230	9 750	30,1	1 650—1 700	17,6—17,0
7	960×1 980 / 1 030×2 050	2 500	35,0	300	1 750	220	9 950	30,1	1 700—1 750	17,1—16,7
				250	1 800	220	9 700	30,1	1 750—1 800	16,7—16,2
				200	1 850	210	9 850	30,1	1 800—1 850	16,2—15,8
				150	1 900	200	10 000	30,1	1 850—1 900	15,8—15,4

centralizat formatele de brame și de lingouri pentru laminorul de benzi, determinate în ipoteza folosirii unor lingouri cu înălțime constantă. Comparînd tabelele 3 și 4, rezultă că seria de lingouri cu înălțimea variabilă asigură o masă medie a lingourilor, mai mare, și o masă unitară a rulourilor, mai ridicată.

În tabela 5 sînt centralizate caracteristicile bramelor și lingourilor pentru laminorul de benzi, rezultate din seria de lingouri din tabela 3. S-au adoptat ca grosimi tipizate 200, 210, 220, 230 și 240 mm, rezultînd lungimi cuprinse între 9 700 și 10 000 mm, ceea ce asigură o productivitate ridicată a cuptoarelor cu propulsie. Masa unitară a rulourilor este de 15—20 kg/mm, scăzînd, în general, o dată cu creșterea lățimii.

În tabela 6 sînt centralizate caracteristicile bramelor și lingourilor pentru laminorul de tablă groasă, alese din seria de lingouri din tabela 3. Pe baza principiului asigurării unor reduceri laterale minime la bramele frecvente, s-au adoptat următoarele lățimi tipizate : 1 050, 1 250, 1 400, 1 550, 1 700 și 1 900 mm. Prin alegerea unui pas relativ mic al gamei de lățimi se va asigura o productivitate ridicată a laminorului de tablă groasă. Grosimile tipizate ale bramelor sînt următoarele : 120, 150,

Tabela 6

Nr. formatului de lingou	Lingoul			Reducerea laterală, mm	Brama finită				Nr. de brame tăiate	
	Secțiunea, mm	Lungimea, mm	Masa, t		Lățimea, mm	Grosimea, mm	Lungimea totală, m	Masa totală, t	Posibil	Uzual
2	1 070 – 1 130 / 1 140 – 1 200	2 000	18,2	200	1 000	120	16,6	15,7	5 – 9	7 – 9
		2 000 – 2 500	18,2 – 22,8			150	13,3 – 16,7	15,7 – 19,7	4 – 9	5 – 7
						200	10,0 – 12,5		3 – 7	4 – 5
3	1 070 – 1 330 / 1 140 × 1 400	2 000	21,1	200	1 200	120	16,0	18,3	5 – 9	6 – 8
		2 000 – 2 500	21,1 – 26,4			150	12,8 – 16,0	18,3 – 22,8	4 – 9	5 – 7
						200	9,6 – 12,0		3 – 7	4 – 5
4	1 070 × 1 480 / 1 140 × 1 550	2 000	23,4	150	1 400	120	15,3	20,1	5 – 9	6 – 8
		2 000 – 2 500	23,4 – 29,2			150	12,2 – 15,2	20,1 – 25,1	4 – 9	4 – 7
						200	9,2 – 11,4		3 – 6	4 – 5
5	1 070 × 1 630 / 1 140 × 1 700	2 000	25,8	150	1 550	120	15,2	22,2	5 – 9	6 – 8
		2 000 – 2 500	25,8 – 32,2			150	12,2 – 15,2	22,2 – 27,7	4 – 9	4 – 7
						200	9,1 – 11,4		3 – 6	4 – 5
						250	7,3 – 9,1		3 – 5	3 – 4
6	1 070 × 1 780 / 1 140 × 1 850	2 000 – 2 500	28,0 – 35,0	150	1 700	150	12,0 – 15,0	24,1 – 30,1	4 – 8	4 – 7
						200	9,0 – 11,2		3 – 6	4 – 5
						250	7,2 – 9,0		3 – 5	3 – 4
						300	6,0 – 7,5		2 – 4	2 – 3
7	960 × 1 980 / 1 030 × 2 050	2 000 – 2 500	28,0 – 35,0	150	1 900	150	10,8 – 13,4	24,1 – 30,1	4 – 7	4 – 6
						200	8,1 – 10,0		3 – 5	3 – 4
						250	6,5 – 8,0		2 – 4	2 – 4
						300	5,4 – 6,7		2 – 3	2 – 3

200, 250 și 300 mm. Prin alegerea unui număr relativ restrîns de grosimi, se va simplifica procesul tehnologic de laminare (atît la slebing, cît și la laminorul de tablă groasă) și procesul tehnologic de încălzire în cuptoarele cu propulsie. Se menționează că pentru bramele de 120 mm grosime au fost adoptate înălțimile minime de turnare a lingourilor pentru a nu mări excesiv lungimea de laminare.

Concluzii

Bramele și lingourile pentru produse plate se dimensionează pe baza sortimentului laminoarelor finisoare (dimensiuni, cantități), ținînd seamă de factorii limitativi metalurgici și tehnologici (raportul dintre lățimea și grosimea, respectiv dintre înălțimea și grosimea lingourilor, conicitatea lingourilor, reducerea laterală la slebing, masa unitară maximă a rulourilor), precum și de factorii limitativi constructivi (masa maximă a lingourilor, dimensiunile limită ale lingourilor și bramelor, reducerea laterală la laminorul de benzi). Dimensionarea lingourilor este influențată, de asemenea, de calitatea oțelului și de caracteristicile procesului de turnare (masa șarjei, forma lingourilor).

Formatele de lingouri se determină, în general, în funcție de sortimentul laminorului de benzi care necesită un număr mai mare de formate de brame (și deci de lingouri), datorită legăturii relativ rigide dintre lățimea benzii și a lingoului.

La alegerea formatelor de brame și de lingouri, în scopul asigurării unei productivități ridicate, a unui consum redus de oțel și a unei calități superioare a produselor, se recomandă următoarele principii de bază: tipizarea grosimilor și lățimilor de brame; alimentarea laminoarelor finisoare cu brame avînd lungimea cît mai mare; utilizarea unor lingouri cu

înălțimea variabilă pentru aceeași secțiune; păstrarea unei valori constante a grosimii lingoului pentru un număr cît mai mare de formate; asigurarea unei mase unitare cît mai ridicate a rulourilor și a unei reduceri laterale minime de la lingou la bramă pentru lățimile frecvente de brame.

LA DÉTERMINATION DES MEILLEURS FORMATS DES BRAMES ET DES LINGOTS POUR LES PRODUITS PLATS

La détermination des dimensions des brames et des lingots pour les produits plats est exécutée en se rapportant aux laminoirs finisseurs, en tenant compte des facteurs limitatifs métallurgiques, technologiques et constructifs, ainsi que de la qualité de l'acier et des caractéristiques du processus de la coulée.

Pour le choix des formats des brames et des lingots on recommande les principes suivants : la typisation des épaisseurs et des largeurs des brames ; l'alimentation des laminoirs finisseurs avec des brames ayant la plus grande longueur possible ; l'emploi des lingots ayant une hauteur variable pour une même section ; la conservation d'une valeur constante de l'épaisseur du lingot pour un grand nombre de formats ; poids maxima des brames et rouleaux par unité de largeur ; reduction minima de largeur du lingot à la brame, pour les largeurs fréquentes des brames.

OPTIMAL SLAB AND INGOT SIZES FOR FLAT PRODUCTS.

Size rating of slabs and ingots for flat products is performed by the type finishing mills, taking into account metallurgical, processing and design restricting factors, as well as steel quality and characteristics of the casting process.

In choosing slab and ingot sizes, following basic principles are recommanded : standardization of slab thikness and width ; maximum slab length ; utilization of various ingot heights for the same section ; maintaining a constant value of thickness for a great a number of ingots ; maximum slab and coil weight per width ; minimum ingot to slab width reduction for the usual slab widths.

CILINDRI DE FONTĂ
PENTRU LAMINOARE

OFERĂ V/O „MAŞINOEXPORT"

MACHINOEXPORT

Diametrul tăbliei de la 200 pînă la 1300 mm
şi lungimea tăbliei de la 160 pînă la 4 000 mm

Duritate ridicată
Suprafață de lucru finisată
Aliere cu crom, nichel, molibden, magneziu
Rezistență mare la uzură
Cilindri duri, cu două straturi, și semiduri

Se pot lua informații la următoarea adresă:

V/O „MAŞINOEXPORT"
U.R.S.S., Moscova, V-330
Mosfilmovskaia, 35

PUBLICOM

Metode utile de planificare şi control al consumului de metal în industria metalurgică

V. OJOG
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 669.16.013.5 : 338

În condiţiile edificării principiilor de planificare aplicate în ţara noastră, precum şi în condiţiile perfecţionării întregii activităţi economice, problema utilizării eficiente a mijloacelor materiale şi financiare din uzinele metalurgice capătă o importanţă deosebită.

În cadrul ansamblului de măsuri necesare pentru folosirea eficientă a mijloacelor materiale din uzinele metalurgice, utilizarea şi reutilizarea raţională a metalului în toate domeniile şi în toate fazele proceselor metalurgice a devenit o problemă centrală, care preocupă colective tot mai largi de lucrători din industria metalurgică.

Această preocupare se reflectă în acţiunea continuă de determinare şi planificare a normelor de consum de materii prime siderurgice, de consum de metal pe unitate de semifabricat produs, precum şi în rezultatele cercetărilor tehnico-ştiinţifice obţinute de Institutul de cercetări şi de laboratoarele de cercetări care activează în această ramură.

În cadrul acestei acţiuni o atenţie deosebită trebuie acordată în special utilizării şi reutilizării oţelurilor aliate şi înalt aliate şi mai ales oţelurilor inoxidabile, a căror producţie urmează să crească incomparabil în anii următori, impunînd asigurarea unor cantităţi mari de feroaliaje şi metale neferoase scumpe, din care unele deficitare pentru ţara noastră.

O contribuţie importantă la utilizarea şi reutilizarea oţelurilor aliate şi inoxidabile o aduc şi metodele moderne de planificare internă (de uzină), care privesc stabilirea şi urmărirea judicioasă a normelor tehnologice de consum de metal pe unitate de semifabricat şi pe produs finit, precum şi reutilizarea raţională a metalului (deşeuri de fabricaţie), rezultat din procesul tehnologic.

Pentru determinarea ştiinţifică a consumului de metal şi în special pentru stabilirea normelor tehnologice de consum, precum şi pentru determinarea justă, pe structură, a pierderilor tehnologice recuperabile şi pentru valorificarea eficientă a acestora, se foloseşte, cu succes, la ICEM, o metodă de planificare internă de uzină care ar putea fi generalizată.

Prin această metodă se urmăreşte ca, folosind elementele normelor tehnologice, de consum pe faze (operaţii) tehnologice, determinate prin calcul tehnic sau experimentări şi calculul matricial, să se determine :

— normele tehnologice de consum de materii prime pe produs finit ;

— normele tehnologice de consum de semifabricate (producţie internă) pe faze (operaţii) şi produs finit şi

— cantităţile de metal recuperabile, pe structură, calculate pe produs finit.

Tabela 1

i \ j	1	2	3	.....	n	x	C	B
1	a_{11}	a_{12}			a_{1n}	x_1	c_1	b_1
2	a_{21}	a_{22}			a_{2n}	x_2	c_2	b_2
3	a_{31}	a_{32}			a_{3n}	x_3	c_3	b_3
.	.	.			.	.	.	.
.	.	.			.	.	.	.
.	.	.			.	.	.	.
.	.	.			.	.	.	.
n	a_{n1}	a_{n2}			a_{nn}	r_n	c_n	b_n

Practic, această metodă se aplică în felul următor : se întocmeşte mai întîi tabela elementelor componente ale normei de consum, precum şi normele calculate pe fază şi produs finit, tabela 1, unde :

j reprezintă rezultatul obţinut la finele procesului tehnologic sub formă de indici/unitate produs (produs finit, şpan, deşeuri etc.), $1 \leqslant i \leqslant n$;

i — fazele (operaţiile) tehnologice de bază, unde are loc căderea de metal, $1 \leqslant j \leqslant n$;

$X = (x_j)$ — greutatea produsului finit (semifabricat) (1,000 t/t);

$C = (c_j)$ — normă tehnologică de consum pe fază (operație);

$B = (b_j)$ — normă tehnologică de materii prime și semifabricate pe produs finit (vector consum specific integrat).

Pentru generalizare, ținînd seamă de tabela 1, se va nota cu:

$$A_j = \left\| a_{ij} \right\| = \left\| \begin{matrix} a_{11} & a_{21} & \ldots\ldots\ldots & a_{n1} \\ a_{21} & a_{22} & \ldots\ldots\ldots & a_{n2} \\ \ldots\ldots & \ldots\ldots & \ldots\ldots & \ldots\ldots \\ a_{n1} & a_{2n} & \ldots\ldots\ldots & a_{nn} \end{matrix} \right\|$$

și care reprezintă matricea normelor de consum pe faze (operații) tehnologice.

Fie $X = (x_1 \ldots\ldots\ldots x_n)$ vectorul greutate al semifabricatului produs, atunci:

$c_i = \sum_{j=1}^{n} a_{ij} + x_j$ care reprezintă norma tehnologică pe faza i și este o componentă a vectorului $C = (c_1 \ldots\ldots\ldots c_n)$.

Pentru exemplificare, normele de consum pe faze determinate în cazul țevilor din oțel inoxidabil, după exemplul dat, s-au cuprins în tabela 2 (liniile 1/1 — 6/1).

Pentru calculul indicilor de consum de metal pe structură, care rezultă din procesul tehnologic, se amplifică fiecare linie a matricei A respectiv cu $b_0 \ldots\ldots b_{x-1}$ și se obține matricea:

$$\overline{A} = \left\| a_{ij}\, b_{j-1} \right\| = \left\| \begin{matrix} a_{11} & b_0 & \ldots\ldots\ldots & a_{n1} & b_0 \\ a_{21} & b_1 & \ldots\ldots\ldots & a_{n2} & b_1 \\ a_{n1} & b_{n-1} & \ldots\ldots\ldots & a_{nn} & b_{n-1} \end{matrix} \right\|$$

Adunînd elementele fiecărei linii, se obține vectorul:

$$\overline{B}_1 = \begin{vmatrix} \sum_{j=1}^{n} a_{1j} & b_0 \\ \sum_{j=1}^{n} a_{2j} & b_1 \\ \vdots & \vdots \\ \sum_{j=1}^{n} a_{nj} & b_{n-1} \end{vmatrix}.$$

Amplificînd componentele vectorului X cu B_0 $(b_0, b_1 \ldots\ldots\ldots b_{n-1})$ unde $b_0 = 1$ și adunînd vectorul obținut cu vectorul B_1, se obține vectorul B.

$$\overline{B} = \begin{vmatrix} \sum_{j=1}^{n} a_{1j} & b_0 \\ \sum_{j=1}^{n} a_{2j} & b_1 \\ \vdots & \vdots \\ \sum_{j=1}^{n} a_{nj} & b_{n-1} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} X_1 & b_0 \\ X_2 & b_1 \\ & \vdots \\ X_n & b_{n-1} \end{vmatrix}.$$

Cantitățile de metal (metal de recirculare), calculate ca indice pe produs finit pentru fiecare fază în parte, ca și indicele de consum de semifabricate pe produs finit, s-au cuprins, de asemenea, în tabela 2, linia 1/2 — 6/2.

Norma tehnologică pe operații, din tabela 2, care se determină prin însumarea indicilor de consum de semifabricate, cuprinși în coloanele 2 — 8 (aceeași tabelă) poate constitui norma de

Tabela 2

Denumirea fazei (operației) tehnologice		Pierderi de metal						Produs finit	Norma tehnologică
		Recuperabile					Nerecuperabile		
		Șpan	Tunder	Deșeuri masive	Deșeuri	Rebut			
Ajustare	1/1	0,050	—	0,210	—	—	—	1,000	1,260
	1/2	0,050	—	0,210	—	—	—	1,000	1,260
Laminare țevi	2/1	—	—	0,103	—	—	—	1,000	1,103
	2/2	—	—	0,130	—	—	—	1,260	1,390
Încălzire pahar	3/1	—	—	—	—	—	0,001	1,000	1,001
	3/2	—	—	—	—	—	0,001	1,390	1,391
Ajustare pahar	4/1	0,084	—	0,030	0,015	—	—	1,000	1,129
	4/2	0,117	—	0,042	0,020	—	—	1,391	1,570
Încălzire perforare	5/1	—	—	—	—	—	0,009	1,000	1,009
	5/2	—	—	—	—	—	0,014	1,570	1,584
Retezare	6/1	0,053	—	—	—	—	0,040	1,000	1,093
strunjire țaglă	6/2	0,083	—	—	—	—	0,064	1,584	1,731
Total	B	0,250	—	0,382	0,020	—	0,079	1,000	1,731

consum pentru secție (atelierul respectiv) fie ca urmare a defalcării normei de consum complexă, fie ca urmare a determinării acestor norme de către uzine.

Linia 2, rîndul 9 (indicele de consum de semifabricat pe unitate de produs finit) ținînd seamă de vectorul producției-marfă, poate folosi la determinarea planului de semifabricate al secției și la stabilirea gradului de utilizare a capacității de producție a secției de semifabricate.

De asemenea, ținînd seamă de același vector al producției-marfă planificate se poate determina planul de aprovizionare pentru secțiile producătoare din flux, care, în cazul țevilor laminate, se întocmește ținînd seamă că, pentru 1 000 kg țevi finite, sînt necesare 1 260 kg țevi laminate, 1 390 kg pahare încălzite, 1 570 kg pahare ajustate, 1 584 kg eboș încălzit și perforat și, respectiv, 1 731 kg țagă nestrunjită.

Însumînd indicii de consum din coloanele 2—8, rîndurile 1/2 — 6/2, se poate determina cantitatea totală de metal, pe structura și unitatea de produs finit, care rezultă din procesul tehnologic.

În cazul țevilor laminate din oțel inoxidabil (tabela 2) rezultă că la 1 000 kg țeavă produs finit rezultă 250 kg șpan, 382 kg deșeuri masive, 20 kg alte deșeuri (nesortate) etc.

Aceste cantități de metal recuperate, calculate pe unitate de produs finit, ținînd seamă și de pierderile netehnologice, folosesc pentru o justă calculație a prețului de cost al acestui produs și, în special, pentru determinarea științifică a cheltuielilor cu materia primă. În plus aceste cantități de metal, ținînd seamă de vectorul producției-marfă, permit determinarea planului de aprovizionare al uzinei, care elaborează oțelul de calitatea respectivă. Totodată se stabilește și cantitatea de feroaliaje ce se înlocuiește ca urmare a folosirii deșeurilor de recirculație, ținînd seamă de elementele de aliere existente în baia metalică după topirea deșeurilor de fabricație respective. O asemenea metodă de planificare contribuie la utilizarea rațională a oțelurilor aliate și inoxidabile și asigură o valorificare eficientă a cantităților de deșeuri recuperabile, precum și întocmirea corectă a planului de semifabricate, permițînd, în același timp, o justă încărcare a capacităților de producție în perioada de plan. Această metodă, folosind calculul matricial, face posibilă aplicarea tehnicii electronice de calcul, asigură reducerea volumului de muncă și permite modificarea rapidă a secțiunilor de plan.

De asemenea, această metodă permite efectuarea unor optimizări în cazul modificării vectorului producției-marfă sau a unor norme de consum pe operații.

MÉTHODES UTILES DE PLANIFICATION ET DE CONTRÔLE DE LA CONSOMMATION DU MÉTAL DANS L'INDUSTRIE MÉTALLURGIQUE

L'auteur présente une méthode moderne de planification et de contrôle de la consommation du métal dans l'industrie métallurgique. Cette méthode s'appuie sur les normes technologiques de la consommation répartie par phases (opérations) technologiques déterminées au moyen du calcul technique ou matriciel. Elle sert à préciser les normes technologiques de la consommation des matières premières, des demi-produits, etc., pour chaque produit.

La méthode rend possible, parce qu'elle fait appel au calcul matriciel, l'application de la technique électronique de calcul, assure la réduction du volume de travail et permet de modifier rapidement les sections du plan.

USEFUL METHODS OF PLANNING AND CONTROLLING METAL CONSUMPTION IN THE METALLURGICAL INDUSTRY

The paper presents a new method of planning and controlling metal consumption in the metallurgical industry. The method is based on the elements of techological consumption standards by technological phases (operations), determined by technical computation, or experiments and matrix calculus, and makes it possible to derive technological consumption standards for raw materials, semifinished products etc.

When using matrix calculus, the method provides a means of applying electronic computation techiques, reduces the amount of work involved and allows for a ready modification of plan sections.

Profilarea la rece a ţevilor pătrate şi dreptunghiulare pe laminoare continue de ţevi sudate longitudinal

Ing. T. UNGUREANU, ing. P. TOMA şi Ing. M. FĂCLIERU, ing. A. TEODORIU
Ministerul Industriei Metalurgice — Uzina metalurgică – Iaşi

CZ 621.774.35

Necesitatea înlocuirii procedeelor costisitoare de fabricare în ţară a ţevilor pătrate şi dreptunghiulare (laminare la cald, tragere la rece) şi reducerea importului au impus efectuarea de cercetări pentru găsirea unor noi procedee de fabricaţie rentabile şi de înaltă productivitate, rezultînd produse de calitate superioară.

Cercetările efectuate au dus la găsirea unei metode de proiectare şi a unui procedeu de fabricare care constă, în principiu, din profilarea rectangulară a ţevii cu secţiunea rotundă, în flux, pe laminoarele de ţevi sudate 2XU şi 3XU de la Uzina metalurgică — Iaşi.

Laminoarele de ţevi sudate longitudinal 2 XU şi 3 XU permit fabricarea ţevilor cu diametre de la 5 la 76 mm şi grosimi de perete de la 1 la 3 mm.

Componenţa unui laminor de ţevi sudate este arătată în figura 1.

Partea de formare a ţevilor rotunde din bandă este compusă din 11 caje cu cîte doi cilindri fiecare. Sudarea electrică prin rezistenţă a ţevii rotunde se execută în caja 12 cu ajutorul a doi electrozi de contact, rotativi, din aliaj cupru-crom, şi a doi cilindri verticali de presiune.

În următoarele 16 caje (de la 13—28) ţeava sudată este calibrată şi, în final, este debitată la lungime cu un fierăstrău culisant.

Profilarea ţevii rotunde pentru obţinerea ţevii pătrate sau dreptunghiulare se face prin deformare treptată în cajele de calibrare.

Materialul folosit este bandă laminată la cald sau la rece din oţel de calităţile şi cu caracteristicile mecanice conform tabelei 1.

Utilizarea numai a oţelurilor moi, cu conţinut scăzut de carbon, este condiţionată de posibilităţile de formare şi sudare a ţevii cu utilajul existent la Uzina metalurgică — Iaşi.

Profilarea ţevii se execută fără schimbarea suprafeţei secţiunii şi cu păstrarea grosimii peretelui, fibra neutră atît la ţeava eboşă, cît şi la ţeava profilată avînd aceeaşi lungime.

Pornind de la această condiţie se calculează diametrul exterior D_e al ţevii rotunde, considerată eboşă.

Tabela 1

Calitatea oţelului	Standardul	Limita de curgere minimă σ_c, kgf/mm²	Rezistenţa de rupere σ_r, kg/mm²	Alungirea minimă δ_5, %
OL 32	STAS 500—66	—	32—40	33
OLT 35	STAS 2881—61	23	minim 35	25
St. 1 KP	GOST 380—60	—	32—40	28
St. 2 KP	GOST 380—60	22	32—42	25
St. 2 LG	DIN 1624	—	32—42	30
St. 34	DIN 17100	21	34—42	27

Lungimea fibrei neutre la ţeava rotundă eboşă este dată de relaţia :

$$L_e = \pi \cdot (D_e - g), \qquad (1)$$

în care : D_e este diametrul exterior al ţevii rotunde eboşe ;

g — grosimea peretelui ţevii.

În relaţia (1) s-a considerat că fibra neutră a ţevii rotunde este la mijlocul grosimii peretelui întrucît $K = 0{,}5$ pentru $\frac{r_i}{g} \geqslant 5$ conform graficului din figura 2, în care r_i este raza de curbură interioară.

Din acest grafic se află valoarea coeficientului K de deplasare a fibrei neutre în funcţie de raza relativă r_r a curburii interioare, şi anume :

$$K = f(r_r) \qquad (2)$$

Raza relativă a curburii interioare este parametrul principal care determină procesul de îndoire şi este exprimată prin raportul :

$$r_r = \frac{r_i}{g} \qquad (3)$$

Raza fibrei neutre la locul de îndoire se calculează cu relaţia :

$$\rho = r_i + K \cdot g \qquad (4)$$

Lungimea fibrei neutre a ţevii rectangulare se calculează cu relaţia (5) prin adunarea lungimii porţiunilor drepte şi curbe ale ţevii profilate conform figurii 3 :

$$L_r = 2(a + b) - 8(r_i + g) + 2\pi\rho \qquad (5)$$

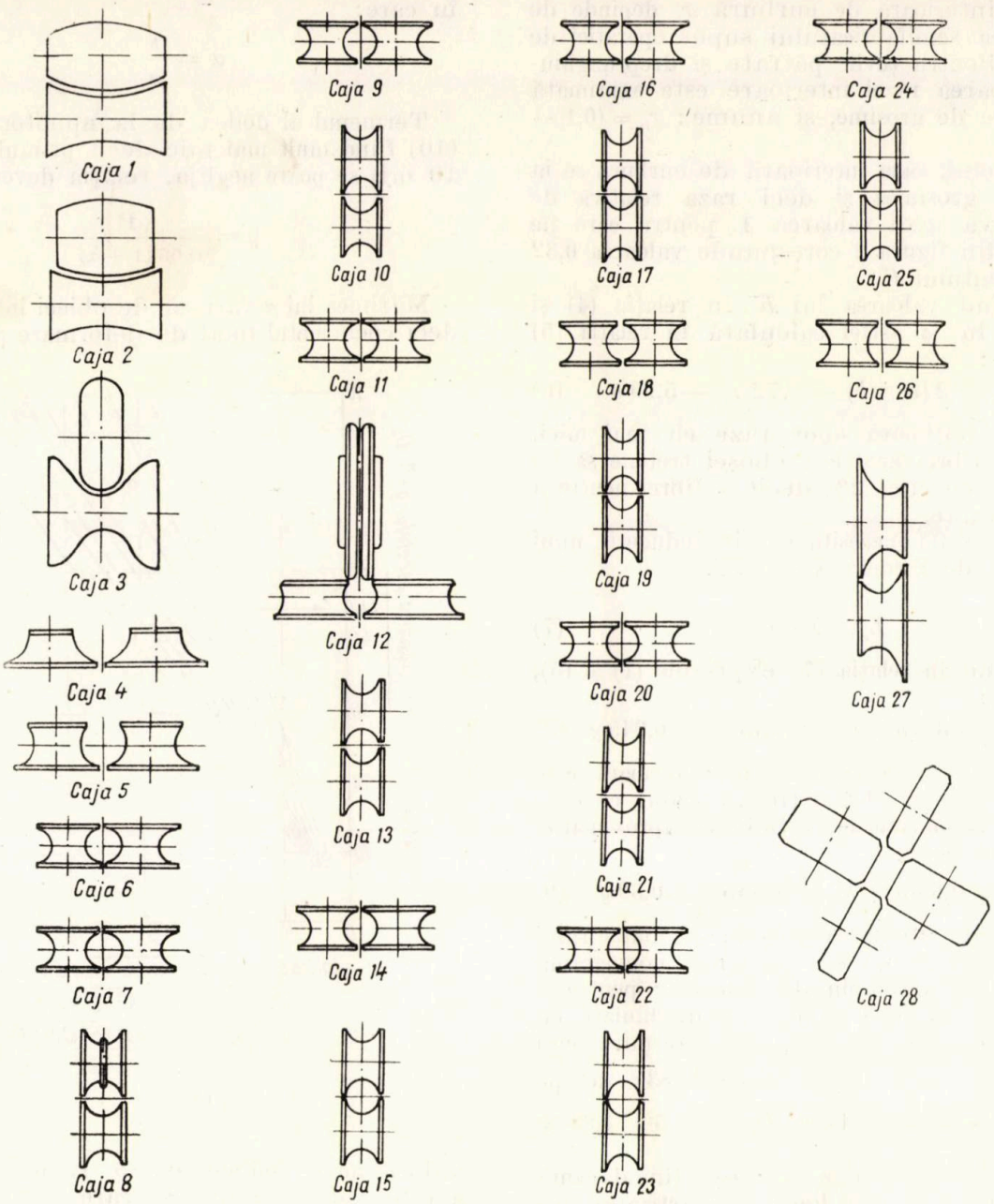


Fig. 1

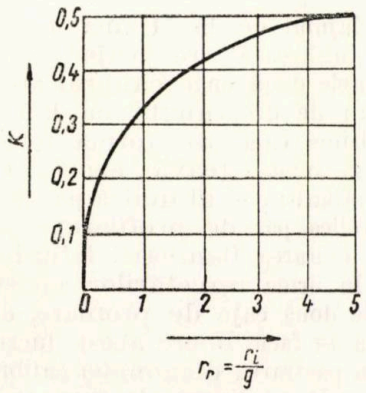


Fig. 2

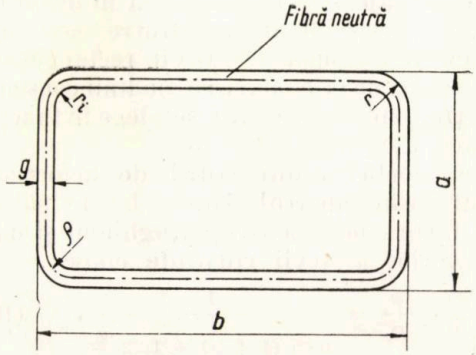


Fig. 3

Raza interioară de curbură r_i depinde de rigiditatea semifabricatului supus operației de îndoire. Pentru țevile pătrate și dreptunghiulare valoarea razei interioare este exprimată în funcție de grosime, și anume: $r_i = (0{,}1 - 1)\,g$.

În general, raza interioară de curbură se ia egală cu grosimea și deci raza relativă de curbură va avea valoarea 1 pentru care pe graficul din figura 2 corespunde valoarea 0,32 a coeficientului K.

Înlocuind valoarea lui K în relația (4) și valoarea lui ρ astfel calculată în relația (5) se obține:

$$L_r = 2\,(a + b) - 1{,}72\,r_i - 5{,}99\,g \qquad (6)$$

Pentru obținerea unor raze cît mai mici, lungimea fibrei neutre a eboșei trebuie să fie mai mare cu circa 2% decît a fibrei neutre a țevii profilate.

Apare astfel necesitatea introducerii unui coeficient de formă: $\lambda = 1{,}02$.

Deci

$$L_e = \lambda \cdot L_r \qquad (7)$$

Înlocuind în relația (7) expresiile (1) și (5), se obține:

$$D_e = 0{,}65\,(a + b) - 0{,}555\,r_i - 0{,}945\,g \qquad (8)$$

Deoarece, în general, raza exterioară este mai ușor de controlat și ținînd seamă că $r_i = r - g$, se obține, cu suficientă aproximație, relația de calcul:

$$D_e = 0{,}65(a + b) - 0{,}555\,r - 0{,}39\,g \qquad (9)$$

Pentru determinarea rapidă a diametrului țevii rotunde eboșă s-a întocmit nomograma din figura 4 (exemplu de folosire: pentru a calcula D_e al unei țevi dreptunghiulare cu $a = 20$; $b = 50$; $g = 1{,}5$, se determină mai întîi $\alpha = \frac{b}{a} = \frac{50}{20} = 2{,}5$; $\Delta g = 1{,}83$; de pe diagramă se ia $D_0 = 44{,}5$; $D_e = 44{,}5 - 1{,}83 = 42{,}67$).

Schema de profilare se stabilește ținînd seamă ca deformarea să aibă loc cu repartizarea uniformă a tensiunilor pe cele patru laturi ale profilului. Din aceste considerente s-a ales profilarea în calibru săgeată, permițînd utilizarea tuturor cajelor și deformarea în direcțiile a două axe perpendiculare, dintre care una coincide cu o diagonală a țevii rectangulare.

La deformări de orice natură pe linii continue de fabricație, numărul cajelor se alege în funcție de mărimea deformației totale.

Valoarea coeficientului total de deformare se exprimă prin raportul dintre latura pătratului sau latura mică a dreptunghiului și diametrul exterior al țevii rotunde eboșe:

$$\beta = \frac{a}{D_e} = \frac{1}{0{,}65\,(1 + \alpha) + 1{,}22\,\frac{g}{a}}, \qquad (10)$$

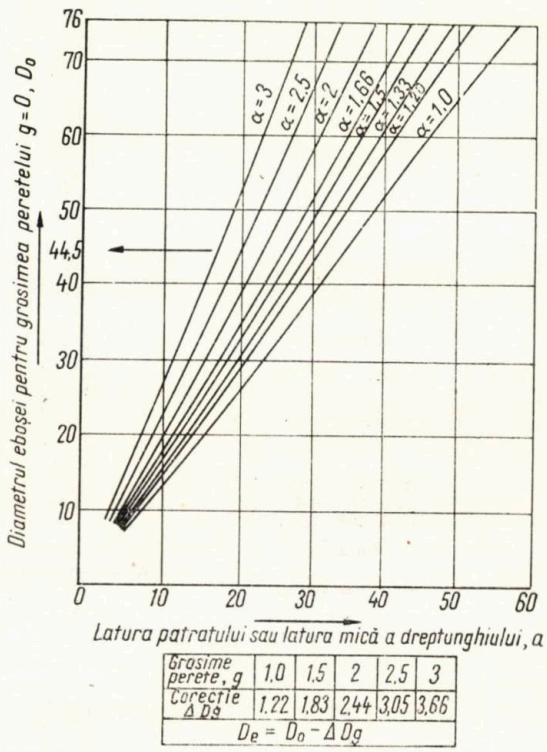
în care:

$$\alpha = \frac{b}{a}.$$

Termenul al doilea de la numitorul relației (10) fiind mult mai mic decît primul (de circa 10 ori) se poate neglija, relația devenind:

$$\beta = \frac{1}{0{,}65\,(1 + \alpha)} \qquad (11)$$

Mărimea lui α variază de obicei între 1 și 3, deci coeficientul total de deformare β va avea



Grosime perete, g	1.0	1.5	2	2.5	3
Corecție ΔD_g	1.22	1.83	2.44	3.05	3.66
$D_e = D_0 - \Delta D_g$					

Fig. 4

valori între limitele 0,385 și 0,77. Pentru aceste valori ale lui β, care acoperă toată gama de țevi pătrate și dreptunghiulare cu pereți subțiri $\frac{g}{a} \leqslant 0{,}1$ și $D_e \leqslant 76$ mm (posibilitățile utilajului de la Uzina metalurgică — Iași), se utilizează trei caje de deformare.

În primele două caje calibrul are formă de pătrat sau de dreptunghi cu laturile curbe, iar în ultima cajă are forma țevii profilate finite (fig. 5: a — țeavă eboșă; b — primul pas de profilare; c — al doilea pas de profilare; d — al treilea pas de profilare).

Pentru evitarea flambării laturii țevii spre interior, în urma cercetărilor s-a stabilit că, la primele două caje de profilare, deformarea trebuie să se facă liber, acest lucru realizîndu-se prin păstrarea diagonalei calibrului constantă și egală cu diagonala țevii finite.

Mărimea diagonalei calibrului se calculează conform figurii 3, cu relaţia (12), în care r este raza exterioară de racordare a laturilor

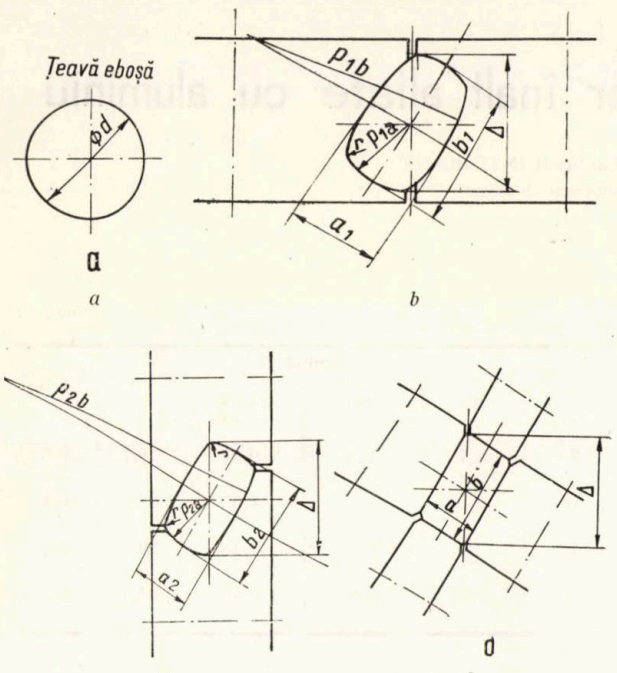


Fig. 5

ţevii rectangulare şi care se păstrează constantă la toate cajele :

$$\Delta = 2\,r + \sqrt{a^2 + b^2 - 4\,r\,(a + b) + 8\,r^2} \quad (12)$$

Pentru determinarea mărimii calibrului în fiecare cajă, este necesară calcularea coeficienţilor de deformare β_1, β_2 şi β_3.

Ţinînd seamă că eforturile de deformare în prima cajă sînt mai mici,s-a stabilit ca deformarea să fie aici cea mai mare, iar în ultimele două caje deformările să fie aproximativ egale.

Mărimea calibrului în primele două caje se calculează cu relaţiile :

$$a_1 = \beta_1 \cdot D_e \quad (13) \qquad a_2 = \beta_2 \cdot D_e, \quad (14)$$

în care coeficienţii de deformare au expresiile :

$$\beta_1 = \frac{1+\beta}{2} \quad (15) \qquad \beta_2 = \frac{1+3\beta}{2\,(1+\beta)} \quad (16)$$

Caja ultimă are forma şi dimensiunile ţevii profilate finite, coeficientul de deformare avînd expresia

$$\beta_3 = \frac{\beta}{\beta_1 \cdot \beta_2} \quad (17)$$

La ţevile dreptunghiulare, deformarea în direcţia unei laturi fiind mai mică, se adoptă o deformare proporţională cu cea calculată pentru cealaltă latură.

Razele calibrului se calculează cu relaţiile (18) şi (19), în care a_i şi b_i sînt mărimile laturilor calibrului în caja i.

$$\rho_{ib} = \frac{(0{,}5\,a + r)^2 + 0{,}25\,(b_i - b)^2 + r\,(b_i - b)}{b_i - b} \quad (18)$$

$$\rho_{ia} = \frac{(0{,}5\,b - r)^2 + 0{,}25\,(a_i - a)^2 + r\,(a_i - a)}{a_i - a} \quad (19)$$

Avînd forma calibrului în fiecare cajă (fig. 5), proiectarea cilindrilor se face ţinînd seamă de caracteristicile liniei de fabricaţie, cunoscut fiind că axa ţevii profilate trebuie să fie în prelungirea axei ţevii rotunde eboşe, aceasta constituind axa de laminare.

Prin metoda prezentată s-a fabricat la Uzina metalurgică — Iaşi o gamă de ţevi pătrate şi dreptunghiulare, care fac obiectul STAS 7941-67.

Caracteristicile tehnice ale acestor ţevi sînt superioare celor din STAS 6086-59, GOST 8647-57 şi GOST 8639-57 şi comparabile cu produsele similare din Austria, R. F. a Germaniei şi Italia.

Viteza de laminare medie realizată este de 35 m/min atît pentru ţevile rotunde, cît şi pentru ţevile pătrate şi dreptunghiulare.

De aici rezultă că la fabricarea ţevilor profilate productivitatea este egală cu cea de la fabricarea eboşei rotunde respective.

Rezultatele bune obţinute prin aplicarea metodei la Uzina metalurgică — Iaşi permit extinderea acesteia, lărgindu-se astfel gama de ţevi pătrate şi dreptunghiulare intens solicitate în economia naţională.

LE PROFILAGE À FROID DES TUBES CARRÉS ET RECTANGULAIRES SUR LES LAMINOIRS CONTINUS DE TUBES SOUDÉS LONGITUDINALEMENT

Les études théoriques et les recherches expérimentales sur la déformation continue des tubes dans le laminoir de tubes soudés 3XU de l'Usine métallurgique de Jassy ont permis la fabrication des tubes carrés et rectangulaires à parois minces. Ces tubes ont un large emploi dans l'industrie.

On expose la méthode de profilage et les résultats.

COLD SHAPING OF SQUARE AND RECTANGULAR TUBES IN CONTINOUS LONGITUDINAL WELDING MILLS

Theoretical studies and experimental investigations on continous deformation of tubes in 3XU weld tube mill of metallurgical plant Iaşi have secured square and rectangular thin wall tube manufacturing with large utilization in industry.

The paper presents shaping method and results obtained.

BIBLIOGRAFIE

[1] Danilov F. A., Gleiberg A. Z. şi Balakin V. G. *Laminarea ţevilor*. Bucureşti, 1964.

[2] Jucovskii B. L. şi alţii. *Proizvodstvo trub electrosvarkoi metodom sporotivlenia*. Moscova, 1953.

[3] * * * Colecţii de standarde din R. S. România, R. F. a Germaniei, Austria şi U. R. S. S.

[4] * * * Cataloage de produse Dalmine şi AFIK, Italia.

Elaborarea şi turnarea fontelor înalt aliate cu aluminiu

Ing. M. SACHELARIE şi ing. Gh. BOLINTINEANU
Institutul de cercetări pentru construcţii de maşini

CZ 669.15'71 – 196 :621.74

In ultimii ani fontele înalt aliate cu aluminiu (20–35% Al) au început să fie utilizate pe scară largă la turnarea pieselor rezistente la temperaturi ridicate, în atmosferă oxidantă, sau la obţinerea elementelor pentru rezistori electrici.

Dacă proprietăţile şi posibilităţile de utilizare ale acestor fonte ar fi cunoscute, ele ar putea înlocui multe materiale mai scumpe sau deficitare. Se menţionează cîteva din calităţile acestor fonte : refractaritate ridicată (folosire pînă la 1 000°C) ; uşurinţa elaborării ; sînt nemagnetice ; posibilităţi de prelucrare (aproape inexistente la celelalte tipuri de fonte refractare) ; greutate specifică mică.

În lucrare se prezintă unele date privind elaborarea fontelor cu 20 – 35% Al.

Elaborarea fontelor înalt aliate cu aluminiu s-a efectuat după procedeul duplex şi în cuptor de inducţie.

Procedeul duplex : cubilou – cuptor cu creuzet. Fonta a fost elaborată într-un cubilou cu diametrul de 300 mm, aluminiul pentru aliere fiind topit separat într-un creuzet de grafit încălzit cu gaz metan şi supraîncălzit la 1 000°C. Elaborarea fontei nu a prezentat nici o problemă deosebită. Temperatura fontei la evacuarea din cubilou a fost de 1 350°C. Compoziţia chimică, în procente, este următoarea : 3,44% C ; 1,38% Si ; 0,69% Mn ; 0,12% P şi 0,06% S.

Dozarea cantităţilor de fontă şi aluminiu s-a executat prin cîntărire. Suprafaţa băii de aluminiu a fost protejată cu un flux format din 85% clorură de zinc şi 15% fluorură de calciu. Fonta lichidă a fost turnată peste aluminiul topit. După îndepărtarea zgurei s-au turnat barele pentru epruvetele de tracţiune Ø 30 × 400 mm şi barele pentru epruvetele de încovoiere Ø 300 × 700 mm. Turnarea s-a efectuat în vînă groasă, fără întreruperi sau turbionări, în forme uscate, din amestec de formare obişnuit.

S-au executat patru şarje de fonte cu aluminiu, dozîndu-se pentru 20, 25, 30 şi 35% Al. Compoziţiile chimice sînt arătate în tabela 1.

Tabela 1

Al dozat, %	Rezultat, %				Pierderi Al, %
	C	Si	Mn	Al	
20	2,7	1,1	0,54	19,7	1,5
25	2,55	1	0,5	24,6	1,4
30	2,4	0,96	0,48	29,5	1,6
35	2,2	0,9	0,45	34,3	1,8

Observaţiile la elaborarea fontelor înalt aliate cu aluminiu, folosind cubiloul în procedeu duplex, sînt următoarele :

– La turnarea fontei lichide peste aluminiul topit şi supraîncălzit are loc o ridicare de temperatură a topiturii. În acelaşi timp se formează o cantitate de zgură solidă şi sfărîmicioasă, de culoare gri deschis.

– În momentul omogenizării fontei lichide cu aluminiul lichid se degajă din oală fulgi fini de grafit. S-a observat o separare intensă de grafit liber în epruvetele turnate din aceste fonte mai ales în zonele în care solidificarea s-a făcut mai încet (nodurile termice). Aceasta se produce datorită conţinutului prea ridicat de carbon al fontei de cubilou şi a scăderii solubilităţii carbonului în fontă datorită alierii cu aluminiu.

Din literatură rezultă că, la 20% Al, conţinutul de carbon relativ al sistemului Fe–Al–C este de circa 1,8%, iar la 30% Al, scade sub 1,5%.

– Epruvetele au rezultat foarte poroase şi toate au prezentat creşteri de volum datorită conţinutului ridicat de gaze. În ruptură au apărut vizibil zone cu segregaţii de constituenţi bogaţi în aluminiu, de culoare mult mai deschisă decît fondul cenuşiu al rupturii.

– Pierderea prin oxidare a aluminiului la aliera fontei a fost mică, nedepăşind 2%.

Rezultatele negative ale încercărilor de elaborare a fontelor aliate cu aluminiu, folosind o fontă topită în cubilou, au dus la hotărîrea de a elabora fonta într-un cuptor cu inducţie.

Elaborarea fontei în cuptor cu inducție. Elaborarea fontei înalt aliate cu aluminiu s-a făcut într-un cuptor cu inducție cu frecvența de 2 500 Hz și capacitatea de 100 kg.

La primele încercări de elaborare s-a folosit tot procedeul duplex. S-a elaborat o fontă a cărei încărcătură a constat din 70% fontă Vlahița și 30% oțel vechi, rezultînd, în final, o fontă cu compoziția chimică: 2,73% C; 0,81% Si; 0,33% Mn; 0,118% P; 0,034% S.

Greutatea totală a șarjei metalice a fost de 50 kg, iar temperatura de turnare a fontei, de 1 350°C. Înainte de turnare s-a adăugat în oală 0,20% ferosiliciu cu 75% Si. Fonta lichidă a fost turnată în oala de aluminiu lichid, așezată pe cîntar.

Dozarea s-a făcut pentru două compoziții de fontă: una cu 25 și alta cu 30% Al. La alierea acestor șarje cu aluminiu nu a mai apărut degajarea de grafit sub formă de fulgi ca la primele șarje în care s-a folosit cubiloul; cantitatea de zgură care s-a format la omogenizarea celor două metale topite a fost mult mai redusă, însă, la solidificarea epruvetelor, metalul creștea în formă la fel ca la primele șarje, ceea ce denota, de asemenea, un conținut ridicat de gaze.

Separarea de grafit primar la solidificare a apărut numai sporadic și în special în alimentator însă în cantitate mult mai mică decît la primele șarje. Aspectul rupturii epruvetelor a fost neomogen, existînd incluziuni și pelicule de oxizi.

În urma rezultatelor negative s-au continuat încercările reducînd mai mult carbonul fontei inițiale, pînă la 2,5%. Rezultatele și observațiile de la aceste încercări nu au diferit sensibil de cele de la primele încercări. Pierderile de aluminiu au fost tot atît de mici, practic întreaga cantitate de aluminiu fiind asimilată de fontă.

Cu toată grija care s-a depus la dezoxidarea fontei, la rafinarea aluminiului, la respectarea temperaturii de turnare, nu au rezultat epruvete cu structură omogenă, trăgîndu-se de aici concluzia că nu se pot turna piese sănătoase direct din elaborare.

S-au elaborat cîteva șarje prin retopirea fontelor înalt aliate cu aluminiu fără alte adaosuri. A rezultat o cantitate foarte mare de zgură. După topire, zgura a fost îndepărtată, iar metalul lichid a fost turnat în bare de Ø 30 × 400 și ∅ 30 × 700 mm.

Compoziția chimică a fontelor rezultate este dată în tabela 2.

Tabela 2

	Compoziția chimică, %				Temperatura de turnare, °C	Pierderi (total) Al, %
	C	Si	Mn	Al		
Elaborare	1,88	0,88	0,29	28,5	1 350	13,3
Retopire	1,73	0,69	0,26	24,7		
Elaborare	1,96	1,12	0,35	24,2	1 300	14,8
Retopire	1,87	0,93	0,31	20,6		
Elaborare	1,85	0,9	0,33	25	1 270	11,2
Retopire	1,78	0,8	0,29	25,5		
Elaborare	1,84	0,96	0,28	26	1 250	11,9
Retopire	1,72	0,87	0,26	22,9		

După cum se vede, pierderile prin arderea aluminiului în cazul retopirii unei fonte deja aliate cu aluminiu sînt mult mai mari decît în cazul elaborării.

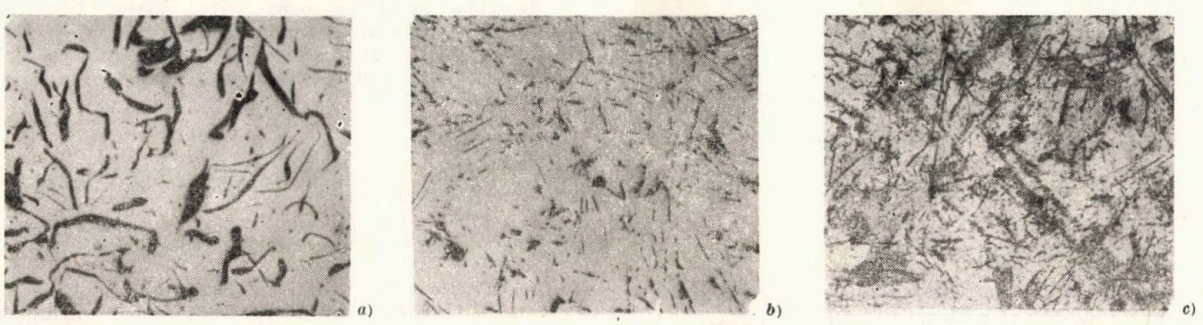
Rezultatele sînt însă incomparabil mai bune; epruvetele au suprafață netedă și curată, toate prezintă retasură normală, iar în ruptură au o granulație fină.

Trebuie menționată contracția foarte mare: 2,6 — 2,8% (măsurată pe epruvete de 700 mm lungime).

S-a ajuns la concluzia că temperatura optimă pentru retopirea și turnarea fontei înalt aliate cu aluminiu este de 1 250 — 1 270°C. La această temperatură fonta lichidă are o fluiditate bună și structura rezultată după solidificare este omogenă și cu granulație fină.

Totuși, proprietățile mecanice ale fontei cu 24% Al și cu 1,73% C au fost reduse, rezistența la tracțiune nedepășind 11 kgf/mm² (media pe 5 încercări fiind de 8,2 kgf/mm²).

Acest fapt a fost probabil datorat formei și mărimii grafitului prezent (fig. 1, *a*, × 100, neatacat).



a) *b*) *c*)

Fig. 1

Din datele de mai sus a reieșit că conținutul de carbon al aliajului este hotărîtor în obținerea unor fonte de bună calitate. Pentru verificare s-au elaborat încă două șarje (nr. 14 și 15) din fontă înalt aliată cu aluminiu,

a căror compoziţie chimică este dată în tabela 3.

Tabela 3

Şarja	Compoziţia chimică, %					
	C	Si	Mn	P	S	Al
14	1,12	0,79	0,30	0,087	0,08	22,01
15	1,34	1,28	0,33	0,045	0,09	24,5

Alierea cu aluminiu s-a făcut direct în creuzetul cuptorului cu inducţie, aluminiul fiind introdus sub formă de blocuri în fonta retopită şi supraîncălzită la 1 450°C. Pentru acoperirea băii nu s-a mai recurs la clorură de zinc, ci s-a folosit nisip cuarţos fin şi uscat. Aluminiul s-a topit foarte uşor şi, datorită amestecării aliajului cu o rangă, omogenizarea s-a produs rapid. După îndepărtarea zgurei, metalul s-a turnat într-o oală ajutătoare cu care s-au turnat blocuri tipărite în amestecul de formare crud.

După retopirea blocurilor metalul la temperatura de 1 270°C a fost turnat în oala ajutătoare, încălzită la roşu, şi de aici în piese. Piesele turnate au fost repere din ansamblul unui cazan de 50 t abur/h, care sînt solicitate termic foarte intens.

Fluiditatea fontei a fost foarte bună, piesele de 2 000 × 150 × 20 alimentate de la un capăt umplîndu-se perfect. Suprafaţa pieselor a rezultat curată şi netedă.

Trebuie menţionat că oxidarea finală a aluminiului, prin metoda introducerii lui sub formă de bloc în creuzetul cuptorului cu inducţie şi după retopirea blocurilor, a fost de 9,5%.

Împreună cu piesele s-au turnat şi epruvete de tracţiune, obţinîndu-se rezultatele prezentate în tabela 4.

Tabela 4

Şarja nr.	σ_r	HB	
14	20,2	241	Greutate specifică 5,8 g/cm³
	18,7	221	
	18,3	217	
	21,1	255	
15	22	212	Epruvetele prezintă defecte de turnare
	22	212	
	16	229	
	13	229	

Rezistenţa la tracţiune a acestor fonte a fost net superioară rezistenţei la tracţiune a fontelor înalt aliate cu aluminiu, din standardele cehoslovac şi polonez, şi comparabile cu rezistenţele mecanice ale fontelor înalt aliate cu aluminiu şi modificate cu ceriu din standardul sovietic.

La prelucrarea epruvetelor s-au obţinut suprafeţe curate, de culoare mai deschisă decît a fontei nealiate. Epruvetele s-au prelucrat la fel ca şi cele turnate din fonte cenuşii cu duritäţi de 300—320 HB.

Prelucrarea poate deveni foarte dificilă sau chiar imposibilă dacă există pelicule de oxizi încorporate în piesă.

Din această cauză trebuie acordată o mare atenţie la construcţia reţelei de turnare, care să nu permită pătrunderea în piesă a acestor pelicule.

Analiza metalografică a acestor fonte arată o structură feritică cu grafit fin şi carburi de aluminiu (fig. 1, *b*, × 100, neatacat; fontă cu 24% Al şi 1,34% C; fig. 1, *c* × 100 atac : 10% acid clorhidric; 3% acid azotic; 87% alcool).

Concluzii

Pentru obţinerea unor piese sănătoase este necesară turnarea din retopirea unor blocuri din fonte înalt aliate cu aluminiu. Pentru a obţine fonte prelucrabile conţinutul de aluminiu trebuie să fie cuprins între 19 şi 25 %. O rezistenţă mecanică ridicată nu se obţine decît cînd conţinutul de carbon al fontei este sub 1,5 %.

L'ÉLABORATION ET LA COULÉE DES FONTES ALLIÉES À HAUTE TENEUR EN ALUMINIUM

Pour obtenir des pièces de bonne qualité il est nécessaire que la coulée soit exécutée en refondant des blocs de fonte alliée à haute teneur en aluminium. Pour l'obtention des fontes faciles à usiner, la teneur en aluminium doit être comprise entre 19 et 25% Al.

Une haute résistance mécanique ne s'obtient que lorsque la teneur en carbone de la fonte est inférieure à 1,5%.

ELABORATION AND CASTING OF ALUMINIUM HIGH ALLOY IRON

In view to obtain sound parts, casting from remelted aluminium high alloyed iron blocks is necessary. For workable iron an 19 25% aluminium content is necessary.

High mechanical resistance is obtained only for carbon contents below 15%.

BIBLIOGRAFIE

[1] Hugony E. *Le ghise all alluminie.* Fonderia Italiana, nr. 2, 1965, p. 33.

[2] Vyklicky M. şi Tuma H. *Krystallisace technich slitin Fe-Al-C voblasti roztoku* α, Hutnické Listy, XIV, 1959, p. 118.

[3] Alexandrov N. N. şi Iliceva L. N. *Structura ciuguna leghirovanogo aluminiem.* Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 11, 1963, p. 25.

[4] Hugony E. *Caracteristiche de una ghisa al 24% Aluminium.* Fonderia Italiana, nr. 8, 1956, p. 286.

[5] Dumitrescu T. *Studiul influenţei aluminiului asupra microstructurii fontelor cu grafit lamelar şi grafit nodular.* Metalurgia, nr. 1, 1959.

[6] Plesinger A. *Les nouveaux alliages refractaires développées en Tchecoslovaquie.* Fonderie, nr. 2, 1959, p. 75.

Fabricarea cărămizilor silica pentru cocserii

Ing. T. MOLDOVAN şi ing. TATIANA ALEXINSCHI
Fabrica de refractare „9 Mai" – Turda

CZ 651.74 : 666.763.3

Dezvoltarea continuă a industriei cocsochimice din ţara noastră necesită un consum crescînd de produse refractare pentru construirea bateriilor de cocsificare. Cuptoarele bateriilor de cocs se construiesc în special din cărămizi silica; trecerea de la zidăria din produse de şamotă la cărămizi silica marchează un progres hotărîtor în tehnologie prin faptul că permite accelerarea reacţiei de cocsificare a cărbunelui. Un astfel de cuptor este un agregat termic mare cu o construcţie complicată, avînd o durată de funcţionare de circa 20 de ani cu un consum de 5—16 mii tone refractare din care cărămizile silica reprezintă circa 70%.

Pe verticală cuptorul de cocs poate fi împărţit în patru zone: *1* — zona inferioară a regeneratoarelor; *2* — zona corniurelor; *3* — pereţii despărţitori ai camerelor şi arzătoarelor verticale; *4* — zona superioară (acoperirea canalelor orizontale şi transversale).

Cele mai grele condiţii de exploatare se află în zona *3* deoarece, pe lîngă temperaturi ridicate, cărămida silica este supusă acţiunilor mecanice şi chimice. Solicitările mecanice asupra zidăriei refractare sînt următoarele:

— sarcinile statice ale rîndurilor superioare;

— sarcinile dinamice ale mecanismelor în mişcare aflate pe cuptor;

— tensiunile care se produc în zidărie datorită dilatărilor diferite ale zonelor inferioare şi superioare (producînd fisuri şi crăpături în pereţii verticali);

— eroziuni datorită evacuării cocsului;

— şocuri mecanice datorită amestecului la încărcare;

— presiunea şarjei în cursul procesului de cocsificare;

— tensiuni termice la încărcarea amestecului rece de cărbuni în camere şi la evacuarea şarjei.

Solicitările de natură chimică asupra cărămizilor sînt:

— depunerea de carbon în masa cărămizilor datorită reacţiilor:

$$2\,CO = C + 2\,CO_2$$

$$CH_4 = C + 2\,H_2$$

— acţiunea corozivă a vaporilor şi a sărurilor din cenuşa cărbunilor.

Procesul de cocsificare necesită din punct de vedere tehnologic o zidărie ermetică şi compactă, iar pentru realizarea acesteia în practică sînt necesare numeroase repere cu configuraţie complicată.

Condiţiile de lucru în exploatare şi solicitările la care sînt supuse cărămizile refractare silica în diferite zone ale cuptorului de cocsificare variază mult. În zidăria pereţilor regeneratoarelor, în zona corniurelor şi în alte părţi ale cuptorului, cărămizile silica nu suferă schimbări esenţiale care să ducă la distrugere sau uzură vizibile, dimpotrivă la aceste cărămizi în timpul funcţionării creşte gradul de tridimitizare.

Cărămizile silica din vatra camerelor de cocsificare şi a zidurilor sînt supuse unei eroziuni puternice de către cocs. Acţiunea oxidului de carbon şi variaţiile bruşte de temperatură la fiecare ciclu de cosificare constituie cauzele principale de distrugere a cărămizilor silica. În funcţie de condiţiile de lucru din diferitele zone ale cuptorului de cocsificare, este necesar ca şi cărămizile silica să prezinte proprietăţi corespunzătoare condiţiilor din zona respectivă. Astfel cărămizile pentru vetre, pereţii despărţitori şi bolţile camerelor de cocs trebuie să fie cît mai dense deoarece aceasta asigură creşterea rezistenţei la eroziune, a conductivităţii termice şi reducerea permeabilităţii la gaze şi, prin aceasta, reducerea gradului de uzură datorită acţiunii oxidului de carbon.

Cărămizile silica pentru cocserii trebuie să satisfacă următoarele condiţii tehnice:

— conţinut de SiO_2, %, minimum 93,5;

— temperatura începutului deformării sub sarcina de 2 kgf/cm², °C/min 1 650;
— densitatea, g/cm³, maximum 2,37;
— dilatarea totală la 1 450°C, %, maximum 1,8
din care dilatarea ireversibilă, % 0,4;
— porozitatea aparentă, %, maximum 23;
— pentru cărămizi de vatră, %, maximum 16;
— rezistența la compresiune, kgf/cm², 200—300;
pentru cărămizi de vatră, kgf/cm³, minimum 500.

Realizarea acestor caracteristici ale produselor este determinată de următorii factori tehnologici:

— folosirea unei granulații corespunzătoare a materiilor prime;

— folosirea unui liant format din var și moliftan;

— folosirea unui mineralizator din oxizi de fier sau mangan;

— aplicarea unor presiuni specifice ridicate la fasonarea cărămizilor;

— arderea bună în scopul transformării avansate a cuarțului în tridimit.

În cursul anului 1967 la fabrica „9 Mai" — Turda a început fabricația cărămizilor silica pentru repararea bateriei de cocs de la Combinatul siderurgic — Hunedoara după ce în prealabil în anii trecuți s-au efectuat încercări în fazele de laborator și pilot pentru stabilirea procesului tehnologic.

Materiile prime folosite în fabricație au fost cele din tabela 1.

Tabela 1

	SiO_2, %	Al_2O_3, %	Fe_2O_3, %	Substanță uscată, %	Mn, %	CaO
Cuarțită Piatra Riioasă	98,10	0,82	0,58	—	—	0,09
Minereu de mangan	—	—	—	—	25,26	—
Var	—	—	—	—	—	94,61
Moliftan	—	—	—	81,65	—	—

Cuarțita concasată în concasorul cu fălci și granulatoare tip Symons Ø 900 și 600 mm s-a situat la sita vibratoare după care s-a însilozat separat fracția peste 4 mm și fracția sub 4 mm. Fracția fină rezultată din moara cu bile s-a amestecat uscat cu fracția sub 4 mm în transportorul cu melc al morii după care materialul s-a trecut în amestecătorul orizontal biax cu palete, unde s-a adăugat liantul sub formă de barbotină (format din lapte de var și moliftan).

După omogenizare în al doilea amestecător pasta s-a transportat în silozul preselor.

Pasta s-a fabricat cu următoarea rețetă:

— cuarțită Piatra Riioasă, %, 85;
— rebut de cărămizi silica, %, 15;
— CaO, %, 2;
— moliftan, %, 0,5;
— mineralizator manganos, %, 0,3.

Caracteristicile acesteia sînt redate în tabela 2.

Tabela 2

Compoziție granulometrică, mm, %			Alcalinitate (CaO %)	Umiditate, %
0,5—4	0,088—0,5	sub 0,088		
40—47	13—17	36—47	1,85—2,12	5,9—6,2

Din pastă s-au fasonat la presele cu fricțiune cărămizi pentru cocserii, executate din 4—6 represări, obținîndu-se densitatea aparentă de 2,27—2,30. După uscare la temperatura de 130°C, timp de 8—16 h, în uscătoria tunel, cărămizile s-au ars în cuptoare Mendheim la temperatura de 1 410°C, timp de 76 h, rezultînd circa 85% produse de calitatea I, cu rebut de 3—14%, în funcție de gradul de complexitate al reperelor.

Asupra produselor s-au efectuat determinări conform standardelor în vigoare, obținîndu-se caracteristicile din tabela 3 pentru cărămizi de cocserie, exclusiv cărămizile de vatră.

Tabela 3

Caracteristici	
— Compoziția chimică, %:	
SiO_2	94,15—95,20
Si_2O_3	1,10—1,18
Fe_2O_3	0,90—1,03
CaO	1,80—2,14
— Refractaritate, IP	173/175
— Temperatura deformării sub sarcina de 2 kgf/cm², °C	1 680
— Densitate, g/cm³	2,33—2,37
— Porozitate aparentă, %	19,8—22,50
— Rezistență la compresiune, kgf/cm²	280—450
— Dilatarea totală la 1 450°C, %	1,39—1,55
din care dilatarea ireversibilă, %	0,26—0,38

În figura 1 sînt reprezentate curbele de dilatare şi de revenire ale unei cărămizi silica pentru cocserie.

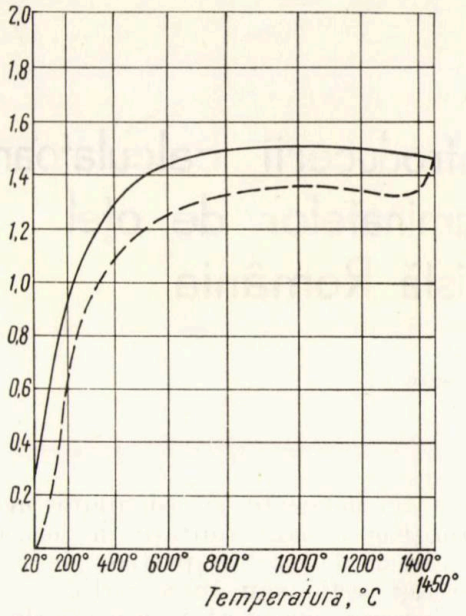


Fig. 1

Comparate cu prevederile normelor de calitate impuse acestor produse, se observă că acestea corespund din punct de vedere calitativ, unele proprietăţi depăşind chiar aceste norme.

Avînd în vedere că în ţară există rezerve suficiente de materii prime necesare fabricării noului produs şi că s-a stabilit procesul tehnologic cu care s-au fabricat produse de calitate, rezultă că se pot fabrica produse silica pentru baterii de cocsificare şi că în anii ce urmează se va înlătura importul acestui sortiment de cărămizi.

LA FABRICATION DES BRIQUES À BASE DE SiO_2 POUR LES COKERIES

On démontre l'utilité des briques à base de SiO_2 pour le revêtement des fours à coke. Des recherches ont été effectuées et un processus technologique de fabrication a été établi à la fabrique ,,9 Mai'' de Turda.

On indique les matières employées, les recettes de fabrication de la pâte, etc.

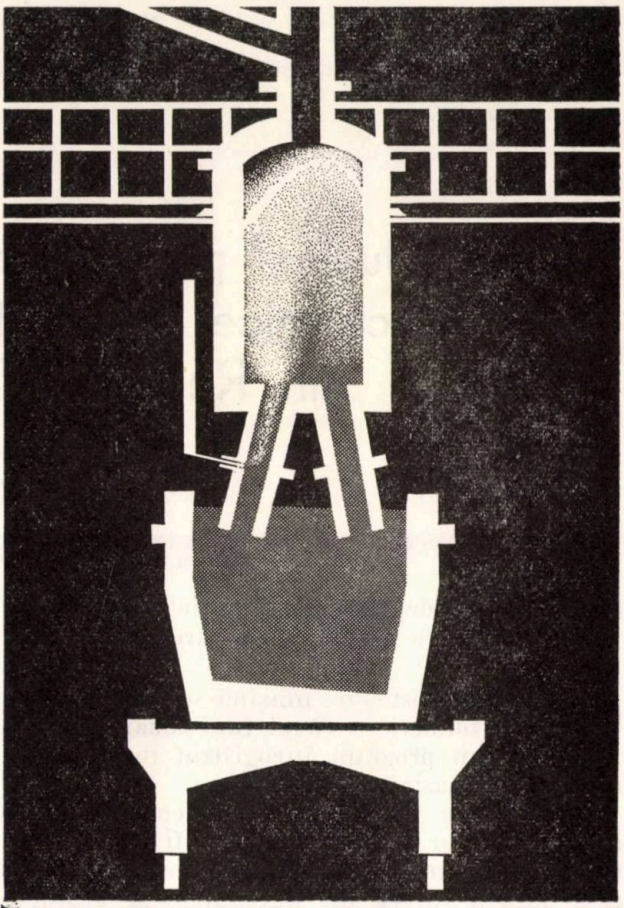
Les caractéristiques des briques obtenues sont conformes aux normes de qualité, et quelquefois même meilleures que celles prévues par ces normes.

SILICA BRICK MANUFACTURING FOR COKING PLANTS

Necessity of silica brick utilization for coking furnace lining led to investigation performing in view to establish a manufacturing process ,,9 Mai'' Turda.

Raw materials used, receipts of paste manufacturing etc. are layed-out.

The obtained brick characteristics meat and even exceed standard quality requirements.



PROCEDEUL RH PENTRU DEGAZEIFICAREA OŢELULUI

cu ajutorul pompelor de vid cu jet de abur, avînd cea mai ridicată capacitate de aspirare.

Procedeu RH de recirculare cu caracteristici deosebite: formarea picăturilor cu suprafaţă mare de reacţie şi menţinere avantajoasă în vid. Prin viteza mare de curgere şi turbulenţa provocată se formează, în bune condiţii, nuclee gazoase de reacţie. Vid avansat constant, sub 0,5 mm Hg. Aliere precisă şi tratament fără zgură sub vid. Pierderi reduse de temperatură prin încălzire specială.

Procedeu RH de degazeificare prin recirculare în cuptor în vederea tratamentului sub vid a şarjei în cuptor.

Procedeu special, bazat pe experienţa cîştigată cu mai mult de 40 instalaţii Messo pentru degazeificarea oţelului.

MESSO

STANDARD-MESSO DUISBURG
GESELLSCHAFT FÜR CHEMIETECHNIK M.B.H.& CO.
41 Duisburg · Düsseldorfer Straße 29 · West-Deutschland

Publicom

Stadiul actual şi perspectivele introducerii calculatoarelor electronice în industria laminatelor de oţel din Republica Socialistă România

Ing. D. DAMSKER
Institutul pentru proiectări de laminoare

CZ 621.771.2 : 681.142–323.8

Funcţiunile îndeplinite de calculatoarele electronice în cadrul laminoarelor de oţel

Calculatorul este o maşină electronică de calcul numeric a cărei funcţionare se bazează pe un program înregistrat în memoria internă a maşinii.

Funcţiunile cu caracter universal atribuite calculatoarelor în laminoare pot fi împărţite în două grupe mari. Prima grupă de funcţiuni este legată direct de agregatele şi utilajele laminoarelor, asupra cărora acţionează nemijlocit sau prin intermediul operatorilor care comandă aceste agregate.

Calculatoarele care îndeplinesc funcţiunile din prima grupă sînt „calculatoare de proces".

A doua grupă de funcţiuni este legată de prelucrarea datelor din sfera de informaţii a conducerii producţiei de laminate. Calculatoarele care îndeplinesc aceste funcţiuni sînt legate de calculatoarele de proces şi de staţiile de recepţie şi emitere de informaţii comandate de dispeceri. Denumirea acestora este „calculatoare de exploatare" şi „calculatoare de conducere operativă", după specificul funcţiunilor pe care le îndeplinesc.

Din punctul de vedere al informaţiilor pe care le prelucrează şi al modului în care ele se interconectează, calculatoarele sînt structural ierarhizate. Astfel, pornind de la nivelul inferior care este procesul, calculatorul de proces se plasează imediat deasupra şi are suprapus ierarhic calculatorul de exploatare, care la rîndul său este subordonat calculatorului de conducere operativă.

Calculatoarele din ierarhia de conducere a producţiei sînt legate de calculatoarele de prelucrare a informaţiilor cu caracter financiar, gestionar, comercial etc.

În conducerea procesului de laminare, calculatoarele urmăresc două scopuri principale, şi anume: optimizarea procesului prin metode directe sau indirecte şi asigurarea prelucrării informaţiilor şi continuităţii în domeniul informaţional al fazelor parţiale de producţie în aceeaşi secţie sau între secţii.

Optimizarea procesului prin metode directe este folosită în laminoarele de tablă groasă, de bandă lată la cald şi pentru laminoarele tandem la rece. În cazul metodei directe calculatorul are înregistrat modelul matematic al procesului şi, pe baza caracteristicilor semilaminatului, calculează valorile de referinţă pentru regulatoarele utilajului tehnologic. În timpul prelucrării semilaminatului se culeg date de la proces şi se corectează pe parcurs calculele efectuate iniţial.

Optimizarea indirectă folosită la laminoarele degrosisoare se bazează pe două funcţiuni care pînă acum cîtva timp se executau separat şi erau realizate prin module cablate.

Cele două funcţiuni sînt: culegerea datelor de laminare şi comanda-program.

În timpul laminării, se înregistrează pe formulare centralizatoare toate datele necesare unor cercetări ştiinţifice ale condiţiilor în care are loc laminarea. În biroul de cercetări tehnologice se calculează programe de laminare din ce în ce mai perfecţionate, cu indici tehnologici superiori.

Pentru a asigura realizarea programelor optimizate, procesul de laminare este condus automatizat prin „comanda-program". Optimizarea indirectă poate da rezultate bune cînd se respectă riguros procesul tehnologic prescris.

Utilizarea calculatorului la optimizarea indirectă prezintă avantaje suplimentare importante în domeniul organizării ştiinţifice a producţiei. Acest lucru se exemplifică mai departe prin descrierea automatizării blumingului 1300 de la C. S. Hunedoara.

Realizarea automată a continuităţii fluxului de informaţii şi a prelucrării lor, legată de

producția de laminate, aduce rezultate tehnice și economice deosebit de importante, astfel încît în prezent, în construcția laminoarelor, i se acordă toată atenția încă de la faza de concepție. Pornind de la comenzile beneficiarilor, care urmează a fi satisfăcute în condiții optime calitative, economice și de termen și pînă la procesul realizat și expediat există o multitudine de fluxuri încrucișate și suprapuse, ca: fluxul de materiale, fluxurile energetice, fluxul fazelor de prelucrare și fluxul de informații. Cel din urmă este tot atît de însemnat ca și celelalte.

Fluxul de informații este vehiculat de factori umani. Calculatoarele electronice sînt în prezent auxiliarul cel mai eficace în prelucrarea informațiilor și în asigurarea continuității circulației lor.

Automatizarea complexă la laminorul bluming 1300 de la Combinatul siderurgie–Hunedoara

Trăsătura caracteristică nouă în cazul blumingului este constituită de faptul că același calculator îndeplinește funcțiile de comandă-program a laminării, culegerea și prelucrarea informațiilor asupra laminării, urmărirea semilaminatului și distribuția automată a instrucțiunilor de laminare la posturile de comandă. În acest fel investiția pe ansamblu este mai mică și rezultatele mai bune.

Comanda-program. În ceea ce privește experiența funcționării automatizării complexe cu comandă-program a unui bluming, realizată prin module cablate, există un număr important de referate.

Cel mai recent se referă la rezultatele obținute la uzina Peine (R. F. a Germaniei) în decurs de 16 luni de funcționare. În rezumat, se poate spune că automatizarea a dovedit avantajele scontate, și anume: o mai bună folosire a calibrării; o laminare mai adecvată în funcție de calitatea oțelului; o mai bună reproductibilitate a formelor geometrice a blumului; înlăturarea unui operator din cabina de comandă principală; o mai bună siguranță la introducerea lingoului între cilindri prin programarea liberă a linealelor; realizarea mai sigură și mai rapidă a răsturnării; o folosire mai rațională a mecanismelor în funcție de poziția exactă a semilaminatului.

Din acest referat rezultă că în 16 luni defecțiunile automatizării au fost neglijabile ca durată de oprire.

Realizarea programării automate a laminării la blumingul 1300 de la C. S. Hunedoara, cu ajutorul unui calculator, aduce avantaje suplimentare. Calculatorul poate culege și prelucra un număr mai mare de informații sosite de la proces, emite comenzi într-o frecvență mai mare și se poate apropia mai mult de fenomenele procesului fără ca să se mărească foarte mult cheltuielile de investiții. Astfel, calculatorul poate conduce mai bine sincronizarea mișcărilor rolelor, linealelor și acționărilor principale și poate poziționa cu mai multă precizie semilaminatul la ieșire, încît să se micșoreze timpii morți, cînd semilaminatul se mișcă în afara cajelor. Pe baza acestei modalități de lucru s-a putut ajunge ca automatizarea să asigure creșterea producției cu 10% în raport cu laminarea manuală, în cazul cînd acționările laminorului nu ar depăși sarcina maximă admisibilă.

Calculatorul preia prin calcul măsurarea indirectă a unor parametri necesari conducerii automate și culegerii de date. Astfel se realizează calculul cuplului motorului dezvoltat în timpul laminării, calculul vitezei necesare a rolelor, calculul poziției semilaminatului la ieșirea dintre cilindri, calculul frînării motoarelor principale, calculul procesului de răsturnare a lingourilor, calculul poziționării linealelor astfel ca lingoul și semilaminatul să fie corect ghidat la intrarea în calibru etc.

Prin cartele perforate se dau următoarele informații la fiecare trecere: numărul trecerii, lățimea lingoului (în dm), deschiderea cilindrilor (în mm), răsturnarea (da sau nu), vitezele de intrare și de laminare la acționarea principală, poziția la care se oprește lingoul și semilaminatul la ieșirea din laminor, numărul calibrului. Calculatorul memorează 60 programe de laminare. Un program de laminare este înregistrat pe trei cartele perforate. Programele de laminare se aleg de către inginerul care conduce producția din postul de dispecer, unde se află și calculatorul împreună cu aparatele periferice care îl deservesc. Operatorul din postul de comandă al cajei poate confirma numărul de program prescris sau îl poate modifica printr-o claviatură care îi stă la dispoziție.

În condițiile mersului automat operatorul din postul cajei trebuie numai să supravegheze mersul laminării. Dacă intervin perturbații sau deficiențe, de exemplu încălzirea insuficientă a unui lingou, operatorul poate interveni prin manipulatoarele pe care le are la dispoziție. Funcționarea automată nu este întreruptă însă prin manipulator; operatorul poate corecta cu valori suplimentare pozitive sau negative referințele emise de calculator.

Pentru încercările necesare laminării pentru prima dată a unor anumite tipuri de blumuri s-a prevăzut posibilitatea stabilirii unor programe de încercare. În acest scop s-a introdus o claviatură numerică și clape de adresare, astfel ca programele de încercare să fie introduse direct în memoria calculatorului. Numerele înregistrate în acest mod în memoria calculatorului apar afișate prin tuburi numerice. Laminarea va decurge automat după acest

program de încercare. În timpul laminării pot fi efectuate modificări la programele de încercare, cu condiţia ca ele să mai poată fi executate în timp util. După verificarea programului de încercare, acesta poate fi transpus automat pe cartele perforate, cu ajutorul calculatorului.

Conducerea operativă. În afară de conducerea după program a cajei de laminare, calculatorul îndeplineşte funcţia de conducere operativă a întregului flux de laminare.

În acest scop se montează aparaturi de legătură cu calculatorul în toate posturile de comandă.

În postul de conducere a cuptoarelor vor fi instalate comutatoare decadice prin care, la scoaterea unui lingou din cuptor, sînt introduse datele caracteristice ale lingoului, şi anume: numărul lingoului, numărul şarjei, numărul clientului, numărul cuptorului, poziţia din cuptor şi tipul lingotierei. Printr-un buton de apel aceste date sînt preluate de calculator.

În postul calculatorului se introduce data calendaristică, iar calculatorul indică timpul prin impulsuri emise la fiecare minut.

Calculatorul urmăreşte mişcarea lingoului de îndată ce lingoul este depus de transfercar pe calea cu role de alimentare. El asociază fiecărui lingou luat în urmărire datele caracteristice ale acestuia, indicate de operatorul din postul de conducere a cuptorului. Cînd lingoul ajunge la cîntarul de lingouri, în camera calculatorului se afişează, prin tuburi numerice, datele caracteristice ale lingoului (nu nărul lingoului, numărul şarjei, tipul lingotierei). În acelaşi timp, instrumentul de măsurat temperatura, instalat la cîntarul de lingouri, trimite indicaţia sa în camera calculatorului. Inginerul şef al producţiei, confruntînd planul de laminare cu indicaţiile reale care îi stau în faţă, confirmă sau modifică numărul programului de laminare, după care se va desfăşura automat laminarea, pe baza datelor înregistrate în calculator.

În camera calculatorului se găseşte tabloul sinoptic al laminorului bluming cu desenul agregatelor principale. Cînd lingoul, respectiv blumul, ajunge în dreptul unui agregat, pe tabloul sinoptic se aprind tuburile cifrice care indică numărul lingoului.

În posturile de comandă a cîntarului de lingouri şi a cîntarului de blumuri, la apariţia unui lingou, respectiv a unui blum, se aprind tuburile cifrice care indică numărul lingoului (blumului).

La postul de comandă a maşinii de marcare se afişează toate datele necesare marcării blumurilor. La postul de comandă a foarfecii de blumuri se afişează numărul blumului şi numărul clientului care în condiţiile blumingului 1300 de la C. S. Hunedoara indică şi modul cum trebuie tăiat blumul pentru a corespunde comenzii beneficiarului (prin client sau beneficiar aici se înţelege şi laminorul din aval căruia îi va fi livrat blumul).

Pentru ca metalul cald să poată fi urmărit corect au fost introduse următoarele măsuri:

La postul de conducere a cuptoarelor există comutatoare decadice şi un buton prin care se poate scoate din urmărire, prin calculator, datele de individualizare ale lingoului, cînd acesta a fost îndepărtat din fluxul tehnologic, dintr-un motiv oarecare.

În cabina de comandă a cajei există un dispozitiv asemănător, prin care operatorul arată calculatorului că lingoul nu a putut fi laminat dintr-un motiv oarecare şi a fost îndepărtat fie prin trimiterea lui înapoi (în amonte) de cajă fie înainte, spre foarfecă.

Dacă lingoul este trimis înapoi spre cuptoare calculatorul este informat, îl scoate din evidenţă şi împiedică numărarea lui automată cînd trece prin dreptul fotocelulelor de urmărire.

În unele cazuri, calea în amonte de cajă nu este liberă şi lingoul trebuie evacuat prin trimiterea lui înainte, de unde va fi ridicat cu podul rulant de pe calea cu role. În acest caz, calculatorul continuă să-l urmărească pînă la îndepărtare. După marcare, calculatorul indică posturilor de comandă că lingoul nu a fost laminat şi nu trebuie prelucrat.

De asemenea, în vederea unei urmăriri corecte, în cabina calculatorului există posibilitatea de a introduce un număr de lingou prin comutatoare decadice şi prin butoane corespunzătoare. Acest număr poate fi retras din urmărire sau invers introdus în calculator în conformitate cu poziţia actuală pe care o are în legătură cu agregatul unde se află.

Culegerea şi prelucrarea datelor. Pentru îmbunătăţirea continuă a procesului de laminare, calculatorul culege şi prelucrează principalele date legate de calitatea şi cantitatea producţiei. În acest scop, calculatorul comandă culegerea datelor în momentul oportun şi prin două imprimatoare întocmeşte formularele scrise, cuprinzînd rezultatele. Primul formular (protocol) cuprinde datele corespunzătoare fiecărui lingou: data şi timpul în minute, numărul programului de laminare, numărul lingoului, numărul şarjei, calitatea metalului, numărul cuptorului, numărul poziţiei în cuptor, greutatea lingoului, temperatura lingoului, temperatura blumului, energia electrică consumată pentru laminarea lingoului, lungimea blumului (calculată de calculator), lungimea de tăiere a blumului (măsurată la foarfecă). Pentru fiecare trecere, imprimatorul al doilea completează formularul care cuprinde numărul lingoului, numărul trecerii, suma presiunilor de laminare, curentul maxim al fiecărui motor, cuplul maxim al fiecărui motor (calculat de calculator), distanţa dintre cilindri, energia electrică consumată la fiecare trecere.

Separat de datele arătate, prin maşina de scris, care deserveşte calculatorul, se pot obţine, la cerere, următoarele date care se însumează continuu: greutatea totală a lingourilor, greutatea totală a blumurilor laminate, lungimea totală laminată, energia electrică consumată. La aceeaşi maşină se imprimă automat ora şi minutul cînd se opreşte laminarea dintr-o cauză neprevăzută, precum şi ora şi minutul reluării lucrului. Dispecerul are posibilitatea să imprime prin claviatură cauza opririi laminării.

Automatizarea cu calculatoare electronice a laminorului de tablă groasă de la Combinatul siderurgic „Gh. Gheorghiu-Dej" – Galaţi

În prima etapă de construcţie, automatizarea complexă a procesului de producţie se bazează pe un sistem de patru calculatoare digitale interconectate, legate direct de proces, cu funcţionare „on line" şi „în timp real".

Procesul de producţie este controlat din 13 cabine zonale, de către operatori, care sînt subordonaţi unităţii centrale de dispeceri, care comandă direct sau prin operatorii locali toate utilajele a căror funcţionare depinde de programul de laminare.

Pentru culegerea datelor şi înregistrarea în formă codată şi clară se foloseşte un calculator PSP. Acest calculator furnizează datele, către celelalte calculatoare, pentru prelucrare.

Procesul de laminare la cald la cele două caje, degrosisoare şi finisoare, este condus de două calculatoare denumite PR1 şi PR2. Al patrulea calculator, PR3, are următoarele funcţii: distribuie programul pentru tot laminorul; controlează producţia; urmăreşte laminatele în lungul fluxului de laminare; comandă direct foarfecele de tablă şi maşina de trasat.

Calculatorul PSP culege informaţii analoge asupra temperaturilor la ieşirea din cuptoare, forţelor, vitezelor, curentului şi energiei de laminare etc. Calculatorul primeşte alte informaţii, şi anume, numărul de identificare a laminatului, numerele de program la cajele principale şi calitatea oţelului de la PR3, varianta de program selectată, numărul de trecere, lăţimea şi grosimea de la PR1 şi PR2, precum şi data, numărul schimbului, tipul actual şi corelaţia ce trebuie considerată pentru măsurarea lungimii prin impulsuri, din cauza uzurii cilindrilor.

Calculatoarele PR1 şi PR2 conduc procesul de laminare la cald conform unui program prestabilit, respectiv la cajele degrosisoare şi finisoare. În acelaşi timp ele calculează unele comenzi şi controlează dimensiunile geometrice prin măsurări indirecte, calculate. Astfel, iniţierea procesului de frînare a acţionării principale, comanda pivotării bramei, calculul grosimii şi lăţimii laminatului sînt realizate de aceste calculatoare. Principalele funcţii ale acestor calculatoare sînt înregistrarea programelor de laminare, introduse prin cartele-program, şi transferarea datelor programului către registrul de ieşire, care constituie referinţele acţionărilor principale şi auxiliare.

Sistemul automat de dispeceri, PR3, are următoarele funcţiuni:

— conducerea procesului de fabricaţie prin operatori zonali;

— urmărirea automată şi înregistrarea identităţii tuturor laminatelor în curs de prelucrare;

— controlul automat al funcţionării echipamentului;

— comanda directă a unor maşini.

Toate informaţiile necesare dispecerului automat pentru prelucrarea unui lingou sau a unei brame sînt perforate pe o cartelă. La fiecare două ore conţinutul cartelelor este înregistrat în memoria calculatorului PR3. De îndată ce un lingou sau o bramă intră în fluxul de producţie, numărul de identitate al semilaminatului este bătut la o claviatură de către operatorii zonali ai cuptoarelor (pentru lingou, operatorul cuptoarelor adînci, pentru brame, operatorul cuptoarelor cu propulsie). Calculatorul îl preia în urmărire prin simularea electronică, înregistrează informaţiile necesare de-a lungul procesului (temperaturi, greutăţi etc.), asociate cu numărul de identitate, prelucrează şi transmite în timp real subprogramele fiecărei zone, comandă direct maşina de trasat, foarfecele de margini, foarfecele de fîşiere, foarfecele ghilotină de tăiere a marginilor la tablele grele, foarfecele de debitare transversală, afişează mişcarea laminorului la tabloul sinoptic şi perforează cartelele de însoţire pentru fiecare bramă şi tablă produsă.

Automatizarea complexă la laminorul slebing 1150 de la Combinatul siderurgic „Gh. Gheorghiu-Dej" – Galaţi

Procesul de laminare este condus printr-un sistem de comandă-program realizat cu module logice.

Se programează valorile de referinţă pentru toate mecanismele principale şi auxiliare. Informaţiile înregistrate pe cartele se realizează în timp util la semnalele date de detectoarele optice şi de forţa de laminare. Separat de comanda-program a procesului de laminare, laminorul slebing 1150 de la Galaţi dispune de un ansamblu de culegere şi prelucrare a informaţiilor, dotat cu calculator.

Acest ansamblu are drept scop culegerea informaţiilor din sfera întregului laminor, pornind de la cuptoarele adînci pînă la stivuitoarele de brame, astfel ca acestea, fiind prelucrate în mod corespunzător, să producă informaţiile

necesare conducerii operative a laminorului, să acumuleze datele importante pentru evidența modului de funcționare a laminorului și pentru cercetări tehnologice în vederea optimizării funcționale a procesului de producție.

Funcțiunile de bază ale ansamblului de prelucrare a datelor sînt următoarele:

— urmărirea în timp real a circulației lingourilor, respectiv bramelor, în tot laminorul, începînd de la cuptoare pînă la stivuitoare;

— transmiterea informațiilor, către operatorii din posturile de comandă, în legătură cu prelucrările, executate asupra semilaminatului ce sosește în zona lor de acțiune și destinația spre care acest semilaminat trebuie îndrumat;

— culegerea datelor importante asupra modului în care decurge laminarea unui lingou astfel ca aceste date prelucrate să poată constitui materialul informativ necesar pentru a se îmbunătăți programele fiecărui tip de lingou;

— cumularea datelor în legătură cu laminarea pe o perioadă de timp mai mare, astfel ca să existe evidența și materialul informativ de raportare a rezultatelor globale obținute în producție;

— vehicularea unor informații de producție între laminorul slebing și celelalte instalații din amonte și aval, respectiv oțelărie, laminorul de bandă lată și tablă groasă.

Ansamblul de prelucrare a datelor are ca unitate centrală calculatorul VNIEM-3 (U.R.S.S.). Acesta este livrat într-o variantă cu scop industrial avînd o memorie operativă de 4096 cuvinte a 24 bit și o memorie suplimentară de 8192 cuvinte a 24 bit. Calculatorul are posibilitatea de a realiza 35 de mii de adunări pe secundă; ciclul de manipulare a unui cuvînt din memorie este de 10 microsecunde.

Calculatorul este dotat cu un dispozitiv de întrerupere prioritară pentru legarea la proces. Calculatorul este legat cu șapte mașini teleimprimatoare, montate în cabinele de comandă, și are interconexiuni automate, cu mai multe stații de interogare și răspuns, distribuite în posturile de lucru. Stațiile de interogare și răspuns sînt dotate cu claviaturi numerice și panouri cu tuburi luminoase cifrice.

O caracteristică deosebită a calculatorului VNIEM-3 o constituie existența unui canal de legătură și transmisie în grup a unor informații din memorie. Grupul de informații poate fi compus pînă la 4096 cuvinte. Acest canal de transmitere servește pentru interconexiunea cu alte calculatoare în funcționare duplex.

Această caracteristică va fi folosită în viitor pentru legarea cu calculatorul instalat în pavilionul administrativ, calculatorul de conducere a sectorului laminoare.

Programarea automată optimală a producției laminorului de tablă groasă de la Combinatul siderurgic „Gh. Gheorghiu-Dej" — Galați

Etapizarea lucrărilor de programare automată a producției de laminate a sectorului de laminoare. Programarea automată optimală a laminorului de tablă groasă trebuie să se încadreze armonios în sistemul prevăzut pentru programarea tuturor laminoarelor din sector, sistem care va urmări etapele de construcție a laminoarelor.

În proiectarea sectorului de laminoare s-a prevăzut în viitor dotarea fiecărui laminor cu calculator de proces. Calculatoarele de proces au fost introduse de pe acum la laminorul de tablă groasă și la laminorul slebing. Aparatajul periferic al acestor calculatoare a fost astfel proiectat încît să permită o interconectare cu un calculator central al sectorului de laminare.

Calculatorul central al sectorului de laminare va fi instalat în blocul turn unde au fost amenajate două etaje cu ecran înzidit în acest scop.

Pentru o bună gospodărire a întregului sector, este mai bine ca informațiile provenind de la comenzile de laminate ale beneficiarilor și pînă la expediția comenzilor, trecînd prin formele de comenzi la oțelărie, programarea laminoarelor, urmărirea comenzilor, evidența stocurilor de semifabricate și laminate finite, să se realizeze centralizat și unitar; este deci necesar să se doteze un centru de calcul al sectorului de laminoare, care să aibă aceste funcțiuni.

Centrul de calcul va fi dotat fie cu un calculator extensibil, astfel ca să fie mărit la fiecare etapă nouă de construcție a laminoarelor, fie cu mai multe calculatoare compatibile, care să poată lucra cu aceeași bibliotecă extensibilă cu discuri sau benzi magnetice.

Centrul de calcul al sectorului va trebui să aibă canale automate de interconectare cu centrul comercial-economic al întregului combinat și direct cu calculatorul de conducere a oțelăriei.

Programarea producției laminorului de tablă groasă. Calculatorul sectorului de laminoare va avea funcția de conducere operativă și programare a laminoarelor slebing și de tablă groasă. Calculatorul trebuie să formuleze un plan trimestrial preliminar de producție, care va fi actualizat în fiecare lună, săptămînă, zi și schimb de lucru. Comenzile de laminate sosite de la beneficiari vor fi prelucrate și grupate astfel ca să rezulte planul necesar de lingouri,

de brame, de tablă-mamă, cum şi planul de tăiere a tablelor-mamă. Planurile definitive vor fi finalizate în lista de laminare la slebing şi la laminorul de tablă groasă (L.T.G.) pe fiecare schimb. Calculatorul va distribui laminarea lingourilor între slebing şi L.T.G., ţinînd seama de anumite oţeluri speciale care vor fi laminate complet la L.T.G.

Calculatorul va urmări fluxul metalului de la oţelărie la expediţie pe de o parte, iar pe de altă parte evidenţa fiecărei comenzi — beneficiar de la formularul iniţial de comandă pînă la factura de expediţie.

Comenzile beneficiarului vor fi transpuse pe cîte o cartelă perforată, care va cuprinde: numărul de comandă, beneficiarul, calitatea metalului, dimensiunile finale ale tablei, numărul de table identice, tratamentul termic, termenul de livrare, cum şi alte indicative, care se vor stabili la proiectare.

Calculatorul va citi periodic cartelele perforate. Acestea vor fi verificate şi cele perforate greşit vor fi îndepărtate. Datele comenzilor vor fi înregistrate într-o memorie tampon.

Pe baza acestor date se va întocmi planul preliminar al trimestrului următor. Dacă există comenzi cu grad de urgenţă mare, ele vor fi preluate şi introduse în planul reactualizat lunar sau săptămînal, după gradul de urgenţă şi, în schimb, se vor scoate alte comenzi echivalente, mai puţin urgente.

Planul va fi coordonat de evidenţa stocurilor de produse finite şi de brame depozitate în depozitul intermediar şi în depozitul de brame al laminorului de tablă groasă.

Ţinînd seama de calitatea metalului, de grosime, de lăţime, de tratamentul termic, de termenul de livrare, comenzile vor fi grupate pe tabla-mamă, pe brame, pe loturi de brame, lingouri şi loturi de lingouri. Se va întocmi varianta optimă de grupare pe aceste categorii, astfel ca pierderile de metal în toate fazele de prelucrare să fie minime. După verificarea stocurilor existente se întocmeşte lista de comandă a lingourilor la oţelărie. Lista lingourilor cuprinde următoarele date: numărul lotului, calitatea, greutatea, numărul de lingouri pentru lotul respectiv, tipul de lingotieră, data calendaristică de predare.

Lista de lingouri începe cu comanda care are termenul cel mai apropiat. Termenul de livrare atribuit lotului este termenul cel mai apropiat care se găseşte între termenele comenzilor grupate în lot.

Planurile vor fi reactualizate la intervalele de timp precizate mai înainte pe baza următoarelor considerente: comenzi prioritare intervenite între timp; comenzi urgente nesatisfăcute în procesul de laminare din cauza unor prelucrări greşite sau a rebuturilor; calitatea exactă a metalului expediat de oţelărie; situaţia stocurior la zi.

Calculatorul oţelăriei va anunţa calculatorul sectorului despre lingourile pe care le expediază, în ce priveşte calitatea şi dimensiunile. Pe baza acestor date se întocmeşte lista de laminare pe schimb la laminorul slebing. Lista de laminare va fi transmisă prin telex la postul de dispecer al laminorului slebing. Prin lista de laminare se va preciza şi programul optim de tăiere a bramelor. Cu ajutorul unui teleimprimator, calculatorul sectorului va fi informat de bramele produse care corespund listelelor de laminare şi de bramele necorespunzătoare, cum şi de locul lor de depozitare.

Programul de laminare a tablelor va fi astfel întocmit, încît se va ţine seama de grosimea finală a tablei; loturile de laminare se vor succeda astfel ca grosimile finale să fie din ce în ce mai mari pentru a se înlătura, pe cît posibil, înlocuirea frecventă a cilindrilor. Listele de laminare pe schimb vor cuprinde, în afară de datele bramelor sosite de la slebing, numărul programului de laminare, modul de prelucrare termică, planul de tăiere, locul de stivuire etc. Listele de laminare vor fi transmise automat la teleimprimatoarele din postul dispecer al L. T. G. şi în toate cabinele zonale ale acestui laminor.

În acelaşi timp, calculatorul va comanda maşina de perforat cartele a calculatorului PR3 existent în L. T. G., completînd toate coloanele acestei cartele. Pa baza listelor de laminare şi a cartelelor perforate pentru fiecare tablă, procesul de laminare va decurge comandat de calculatorul PR3. Pe parcursul laminării operatorii zonali vor anunţa prin telex calculatorul sectorului dacă una dintre table a fost rebutată total sau parţial. Aceste evenimente vor fi luate în considerare la reactualizarea planurilor de laminare.

De îndată ce tablele au fost debitate şi depuse la stivuitoare, maşina care perforează cartelele-client va transmite calculatorului sectorului tablele produse, locul de depozitare şi indicativele înscrise pe coloanele cartelei. Calculatorul va şterge urmărirea acestor comenzi şi va întocmi planul de expediere în vagoane.

Calculatorul va întocmi protocoale sintetice de indicatori de producţie.

L'ÉTAT ACTUEL ET LES PERSPECTIVES DE L'INTRODUCTION DES CALCULATEURS ÉLECTRONIQUES DANS L'INDUSTRIE DES LAMINÉS D'ACIER, DANS LA REPUBLIQUE SOCIALISTE DE ROUMANIE

On explique les fonctions que les calculateurs électroniques peuvent assurer dans le laminage.

L'exposé commence avec les calculateurs qui fonctionnent déjà ou qui sont en cours d'essai au Combinat sidérurgique Gh. Gheorghiu-Dej de Galatzi et au Combinat sidérurgique de Hunedoara. On indique les caractéristiques techniques des calculateurs et on insiste sur le fonctionnement des calculateurs de processus en service auprès du laminoir à tôles fortes de Galatzi et du blooming de Hunedoara.

On étudie ensuite le calculateur de processus du laminoir à billettes plates, dont on établit actuellement le projet.

En ce qui concerne le proche avenir, on expose les principes fondamentaux qui servent à dresser le projet du calculateur de coordination du programme, pour tout le secteur des laminoirs de Galatzi.

PRESENT STAGE AND AUTLOOKS FOR COMPUTER UTILIZATION IN RUMANIAN ROLLED GOOD INDUSTRY

The paper presents the role of computers in rolling mill works.

At first, working as yet and put on trial computers in plants Gh. Gheorghiu-Dej Galaţi and Hunedoara are presented. Technical characteristics and working conditions of process computers in plate and blooming mill Hunedoara are exposed.

Further, process computer for slabing mill, in designing stage, is analysed.

As to close future outlooks, basic design principles for computer coordinating whole milling department programme in plant Galaţi are exposed.

Anunţuri

Al 35-lea Congres internaţional de turnătorie şi Expoziţia de turnătorie, Japonia, octombrie 1968

Între 6 şi 11 octombrie 1968 va avea loc la Kyoto, fosta capitală a Japoniei, cel de-al 35-lea Congres Internaţional de Turnătorie organizat pentru prima dată în Japonia de Nippon Imono Kyokai sub auspiciile Comitetului internaţional al asociaţiilor de turnătorie, cu tema: „Ştiinţa şi tehnologia turnării, baza progresului industrial".

Sesiunile tehnice pentru prezentarea de memorii de schimb şi comunicări se vor desfăşura simultan în două săli, iar limbile oficiale vor fi franceza, germana, engleza şi japoneza.

În programul congresului sînt incluse vizitarea unor obiective industriale din Kyoto, Osaka, Nagoya şi regiunile apropiate şi împrejurimile oraşelor Kyoto şi Nara, două vechi capitale ale Japoniei, bogate în construcţii istorice, monumente şi frumoase grădini specifice japoneze.

Paralel cu desfăşurarea lucrărilor congresului, Nippon Sogo Imono Center a organizat în Kyoto, între 6 şi 12 octombrie 1968, Expoziţia japoneză de turnătorie unde vor fi expuse un mare număr de produse turnate, maşini, instrumente şi materiale de turnătorie ce vor oferi participanţilor la congres o vedere panoramică a activităţii japoneze în domeniul turnătoriei.

După congres, între 13 şi 18 octombrie, o excursie prin Japonia va completa schimburile tehnice şi culturale. Excursia cuprinde vizitarea a numeroase uzine cum şi excursii turistice şi se va desfăşura pe patru circuite, la alegere. Toate circuitele au plecarea din Kyoto, la 13 octombrie, şi sosirea în Tokio, la 18 octombrie şi anume:

1 — Kyushu (Nagasaki—Unzen—Beppu—Kokura—Tokio);

2 — Vest-Honshu (Kurashiki—Tomonoura—Hiroşima—Tokio);

3 — Tokai—Honshu (Toba—Nagoya — — Tokyo);

4 — Est-Honshu (Nikko — Sendai — Tokyo);

Adresa pentru corespondenţă:

Organizing Committee of 35 Th International Foundry Congress c/o Nippon Imono Kyokai, Toyokawa Bldg., 4,8—chome, Ginzahigashi, Chuoku, Tokyo, Japan (cable address: Imonogres).

Tîrgul internaţional de turnătorie (GIFA 1968)

La Düsseldorf va avea loc, între 20 şi 26 iunie 1968, cel de-al 3-lea Tîrg internaţional de turnătorie, cea mai mare manifestare de acest gen din domeniul turnătoriei.

Cu această ocazie vor fi expuse maşini şi instalaţii destinate turnătoriilor, numeroase produse de turnătorie precum şi materii prime şi auxiliare de tot felul, oferind vizitatorilor o privire de ansamblu asupra întregului domeniu al turnătoriei, pe baza ultimelor realizări tehnice obţinute pe plan mondial. Pe lîngă funcţiunea sa de luare de contact, expoziţia-tîrg de la Düsseldorf are şi un caracter orientat spre desfacere, dînd sugestii în vederea planificării investiţiilor în industria de turnătorie mondială pentru anii următori.

În acelaşi timp vor avea loc o serie de conferinţe interesante ce vor trata probleme legate de materii prime, formare, tehnologie de fabricaţie şi utilaje folosite în turnătorii.

Adresa pentru corespondenţă privind cel de-al 3-lea Tîrg internaţional de turnătorie — GIFA — este:

Düsseldorfer Messegesellschaft GmbH — NOWEA —, 4 Düsseldorf 10, Messegelände Tel.: 44041, FS: 8584853 mssa d BOCHAKO GmbH, 1 Berlin 19, Kastanienalle 14; Tel.: 3040856/57, Telex: 0183885.

Expoziţia internaţională de turnătorie, Belgrad 7—14 septembrie 1969

Între 7 şi 14 septembrie 1969 va avea loc la Belgrad Expoziţia internaţională de turnătorie, care va reuni într-o expoziţie unică toate domeniile turnătoriei.

Vor fi prezentate materii prime şi auxiliare, mijloace de transport, maşini şi instalaţii pentru prepararea amestecurilor de forme şi miezuri, cuptoare de topire, uscare şi tratamente termice, maşini şi instalaţii de turnare, instalaţii pentru curăţarea pieselor turnate, dispozitive pentru protecţia suprafeţei pieselor, modele, accesorii şi dispozitive folosite în turnătorie, instrumente de măsură şi control, protecţia muncii (căldură, ventilaţie, desprăfuire, iluminat etc.). De asemenea, vor fi prezentate aspecte şi faze din activitatea Institutelor de proiectare, de cercetare ştiinţifică, organizaţii de import şi export, precum şi literatură tehnică din acest domeniu.

Pe lîngă luarea de contact în vederea colaborării tehnice internaţionale expoziţia are şi o importanţă economico-comercială de prim ordin.

Toate informaţiile se obţin pe adresa:

Beogradski sajam, Beograd, Bulevar Vojvode Mišica, 14, Telefon 51.555, Telegram Sajam Beograd.

Posibilităţile şi aspectele tehnico-economice ale dezvoltării producţiei de pulberi şi piese sinterizate în perioada 1971-1975

Ing. P. HERŞCOVICI
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 669.18 : 338

Principii de utilizare superioară a pulberilor metalice şi a pieselor sinterizate; stadiul actual în străinătate. Aplicarea tehnicii metalurgiei pulberilor în ţările cu industrie înaintată a dus la dezvoltarea a trei ramuri principale în acest domeniu: fabricarea pulberilor metalice, producerea pieselor sinterizate şi execuţia utilajelor specifice acestor tehnologii.

Deşi producţia totală a metalurgiei pulberilor nu atinge 1% din producţia metalurgică mondială, materialele produse prin procedeele metalurgiei pulberilor ocupă un loc deosebit în dezvoltarea industriei metalurgice şi constructoare de maşini.

Valoarea creşterii cantitative a producţiei metalurgiei pulberilor este indicată, în primul rînd, de pulberea de fier, utilizată în proporţie de 65% pentru piese sinterizate, 23% pentru

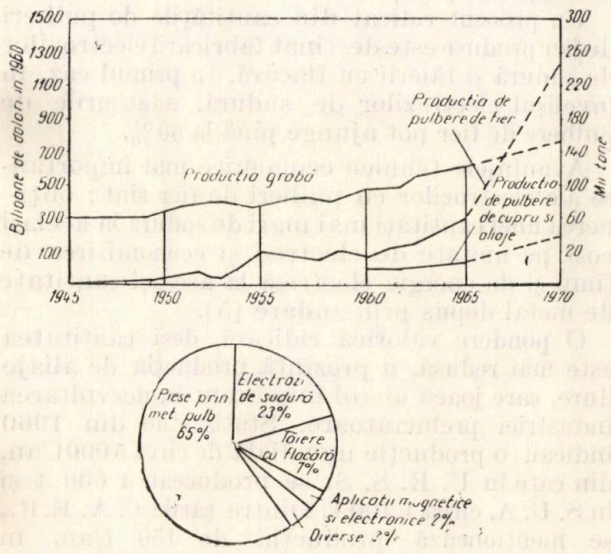


Fig. 1

învelişul electrozilor de sudură, 7% pentru procedeele de tăiere cu flacără şi 5% diverse, după indicaţiile „Metal Powder Producers Association" S. U. A. din 1966 [1].

Produsă prin diferite procedee, pulberea de fier ajunge la consumuri importante în ţările industrializate. După aceeaşi sursă de informaţie, consumul de pulberi de fier S. U. A. în anul 1965 era de 100 000 t; pentru anul 1970 este prevăzută o creştere importantă, astfel încît

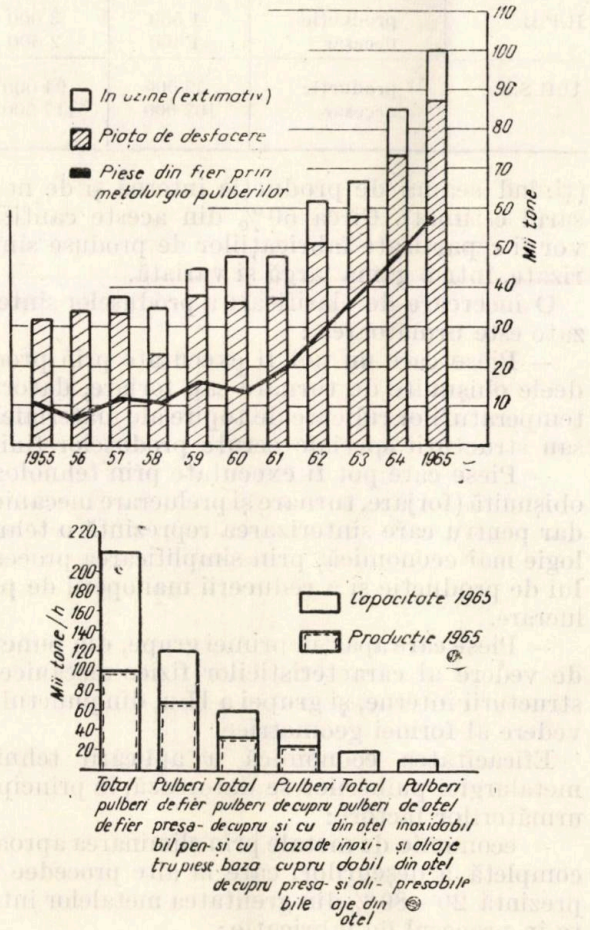


Fig. 2

să se ajungă la un consum de circa 250 000 t. Consumul de pulbere de cupru a fost evaluat la 30 000 t/1965 şi estimat la 50 000 t/1970. Valorile sînt reflectate, în bună parte, de dezvoltarea industriei de automobile — principală consumatoare (fig. 1 şi 2).

În U.R.S.S. era indicat, pentru anul 1965, un necesar de circa 60 000 t/an, față de circa 10 000 t consumate în 1962. În țările din Europa vestică s-au produs în 1962 circa 35 000 t pulberi de fier; în țările membre C.A.E.R. situația în anii 1969—1970 este indicată în tabela 1

Tabela 1

Țara	Prevederi pentru	1969 t	1970 t
R.P.U.	producție	600	700
	necesar	600	700
R.D.G.	producție	1 250	1 450
	necesar	1 750	2 250
R.P.P.	producție	4 000	4 500
	necesar	4 000	4 500
R.S.C.	producție	7 000	10 000
	necesar	6 000	8 000
R.P.B.	producție	1 500	3 000
	necesar	1 400	2 600
U.R.S.S.	producție	59 000	94 000
	necesar	102 000	117 500

(ținînd seamă de producția internă și de necesarul estimat). Circa 50% din aceste cantități vor fi repartizate fabricațiilor de produse sinterizate, într-o gamă largă și variată.

O încercare de clasificare a produselor sinterizate este următoarea:

— Piese care nu pot fi executate prin procedeele obișnuite de turnare sau forjare, datorită temperaturilor ridicate de topire ale materialelor sau structurii speciale cerute produselor finite.

— Piese care pot fi executate prin tehnologia obișnuită (forjare, turnare și prelucrare mecanică) dar pentru care sinterizarea reprezintă o tehnologie mai economică, prin simplificarea procesului de producție și a reducerii manoperii de prelucrare.

— Piese care aparțin primei grupe, din punctul de vedere al caracteristicilor fizico-mecanice și structurii interne, și grupei a II-a, din punctul de vedere al formei geometrice.

Eficacitatea economică a aplicării tehnicii metalurgiei pulberilor se datorează, în principal, următorilor factori:

— economie de metale prin eliminarea aproape completă a deșeurilor, care la alte procedee reprezintă 20—80% din greutatea metalelor intrate în procesul de fabricație;

—posibilitatea înlocuirii metalelor neferoase deficitare;

— un preț de cost mai redus al pieselor fabricate în serii mijlocii sau mari, față de posibilitățile oferite de tehnologia obișnuită; în domeniul industriei de automobile numărul normal de piese executate prin metalurgia pulberilor într-un vehicul fabricat în Europa variază între 20 și 30, cifre care trebuie comparate cu media de 100—125 piese diferite folosite de constructorii americani de automobile [2];

— eliberarea unor mari capacități de producție din parcul de mașini-unelte;

— producția poate fi realizată la același nivel calitativ, cu un personal mai puțin calificat și mai puțin numeros;

— suprafața halelor industriale necesare poate fi chiar de 20 de ori mai mică decît pentru metodele obișnuite de fabricație;

— ridicarea performanțelor tehnice ale mașinilor, aparatelor și instalațiilor în care se montează piese sinterizate;

—avantaje economice în cazul materialelor și produselor metalo-ceramice, care nu pot fi produse pe alte căi (aliaje dure, metale de înaltă puritate etc.) și cerute de tehnica modernă [3]. În cursul operațiilor care duc la piesa finită, sînt posibile controlul și reglarea tuturor parametrilor, pentru obținerea unor variații ale proprietăților fizice, chimice, mecanice sau dimensionale ale pieselor sinterizate. Acest fapt explică progresul metalurgiei pulberilor și dă posibilitatea ca în comparație cu procedeele obișnuite ale metalurgiei să se adauge pieselor caracteristici noi (greutatea specifică, porozitatea, forma porilor, gradul de reacție între constituenți), iar procedeul să devină universal pentru obținerea unor noi materiale. În ceea ce privește precizia, metoda metalurgiei pulberilor este superioară celorlalte metode (turnarea în forme, turnarea în cochilii, turnarea centrifugă, forjarea liberă sau în matrițe, ștanțarea la rece, cu excepția prelucrării prin așchiere) [4].

Un procent ridicat din cantitățile de pulberi de fier produse este destinat fabricării electrozilor de sudură și tăierii cu flacără. În primul caz, în învelișul electrozilor de sudură, adaosurile de pulbere de fier pot ajunge pînă la 60%.

Avantajele tehnico-economice mai importante ale electrozilor cu pulberi de fier sînt: obținerea unei cantități mai mari de sudură la același cost pe unitate de electrod și economisirea de timp și de energie electrică la aceeași cantitate de metal depus prin sudare [5].

O pondere valorică ridicată, deși cantitatea este mai redusă, o prezintă producția de aliaje dure, care joacă un rol important în dezvoltarea industriei prelucrătoare. Statisticile din 1960 indicau o producție mondială de circa 5 000t/an, din care în U. R. S. S. se produceau 1 600 t și în S. U. A. circa 1 400 t. Dintre țările C. A. E.R., se menționează producția de 150 t/an, în 1963, în R. S. C. [6].

Din punct de vedere calitativ atît multitudinea metodelor de producere, cît și a compozițiilor duc implicit la o variație a calității produselor obținute sub formă de pulberi metalice sau de piese sinterizate [8]. Pentru determinarea caracteristicilor, precizarea metodelor de încercare și înscrierea în anumite limite de va-

lori ale lor, au apărut numeroase standarde în diferitele țări producătoare.

În ceea ce privește pulberea de fier, GOST 9843/61 cuprinde cinci calități, în funcție de compoziția chimică și granulație, calitatea I și a II-a (PJI, PJ2) fiind corespunzătoare caracteristicilor indicate de prospectele germane, suedeze și italiene.

Pentru piesele sinterizate din pulberi de fier și de cupru varietatea compozițiilor și a caracteristicilor este mult mai mare. Se remarcă, în general, că metodele aplicate în țările europene de fabricare a pieselor auto (produse caracteristice) prin metalurgia pulberilor se bazează pe obținerea de piese cu densități mari (7,0 g/cm^3), cu un conținut de carbon foarte redus, sinterizate la temperaturi ridicate (1 250°C), timp mai îndelungat (2 h).

Metodele americane pentru aceleași produse constau în fabricarea de piese cu densități mai mici (6,0—6,4 g/cm^3), cu un conținut de carbon reglat, sinterizate la temperaturi mai joase (1 120°C), într-o perioadă de timp mai scurtă (cca. 40 min).

În primul caz se urmărește o densitate mai mare și o valoare a alungirii ridicate; în cel de-al doilea caz, materialele sinterizate au o densitate relativ coborîtă dar rezistențe mari la tracțiune. Ultimul prezintă avantaje economice, care au influențat în parte și modificarea tehnologiilor din principalele țări europene producătoare de piese sinterizate [2].

În concurența dintre produsele sinterizate pe bază de fier și cele pe bază de bronz, tendința este de a se promova fierul în toate cazurile în care nu se cer proprietăți anticorosive. Preferința pentru fier se justifică prin prețul pulberii, care este de aproape 10 ori mai scăzut decît al pulberii de bronz. Cheltuielile suplimentare, provocate de operația de sinterizare a fierului la temperaturi mai înalte decît temperatura de sinterizare a bronzului, coboară diferența de preț de cost dintre cele două categorii de produse; totuși produsele feroase rămîn de 7—8 ori mai ieftine. Consecința acestor avantaje este reflectată de proporția producției actuale de piese din pulberi de fier de circa 80% față de circa 20% piese din pulberi de bronz, din totalul de piese sinterizate utilizabile în prezent în construcția de mașini.

O caracteristică a producției de piese sinterizate o constituie numărul mare de piese dintr-un reper anumit. Costul ridicat al matrițelor, în special în cazul pieselor cu configurație complicată, al căror număr este din ce în ce mai mare, duce totuși la rentabilitatea tehnicii metalurgiei pulberilor la serii mari de piese. Chiar în cazul unor piese simple, de exemplu bucșa lagăr din pulberi de fier sinterizat, în greutate de 35 g, prețul de cost la seria de piese de 10 000 buc. este de 0,37 DM/buc. față de 0,16 DM/buc. la seria de 100 000 buc.; de asemenea, în cazul unei roți dințate de circa 200 g, la aceeași diferență de număr pe serie, prețul scade de la 1,55 la 0,65 DM/buc. [9].

Situația în țară la nivelul anilor 1967—1970. Fiind cunoscute avantajele tehnicii metalurgiei pulberilor, în special în sectorul de cercetare, s-a reușit ca în țară să se pornească unele fabricații de pulberi și piese care însă, în majoritatea lor, nu au fost utilate cu aparatură corespunzătoare.

Pe baza cercetărilor ICEM și cu asistența științifică a institutului s-au dat în funcție:

— Secția de pulberi de cupru prin metoda electrolitică de la Combinatul chimico-metalurgic „Gh. Gheorghiu-Dej" — Baia Mare, cu o capacitate de producție de 60—80 t/an. Dacă din punct de vedere calitativ pulberea corespunde caracteristicilor din prospecte și din standardele străine, cantitativ și ca număr de sortimente nu satisface necesarul prevăzut pentru anul 1970. De aceea, în prezent se execută cercetări pentru stabilirea parametrilor de proiectare a extinderii instalației la o producție de 400 t/an.

— Atelierul de produse sinterizate de la Uzina „Steagul roșu" — Brașov, care a fabricat în 1966 circa 40 t (540 000 piese din 14 repere din bronz grafitat) pentru industria de autovehicule. Secția nu este însă dotată corespunzător.

— Secția de filiere din carburi pe bază de CW+ + Co, de la I. S. C. T., cu o producție anuală de circa 12 000 filiere (anul 1967). IPROMET în colaborare cu ICEM a întocmit proiectul pentru extinderea acestei fabricații într-un spațiu corespunzător și la o capacitate de 100 000 filiere/an, pentru anul 1970, și care va intra în funcțiune cu asistență științifică ICEM.

— Atelierele de produse sinterizate din pulberi de bronz și fier de la uzina „Electromotor" — Timișoara și de la Combinatul siderurgic—Hunedoara, cu capacități de producție de circa 4 t/an.

Pe baza cercetărilor I. P. C. și cu asistența științifică a acestuia s-a dat în funcție atelierul de piese sinterizate pe bază de pulberi de fier de la uzina „Unirea" — Cluj și este în curs de experimentare aparatura pentru fabricația a circa 600 t/an pulberi de fier la I. S. C. T. (proiect IPROMET).

Mai efectuează cercetări I. C. P. E., care acordă asistență tehnică sectorului de ferite de la fabrica „Electronica" și I. F. A., care activează în domeniul materialelor nucleare, cu rezultate deosebit de interesante.

În domeniul aliajelor dure se importă circa 80 t/an plăcuțe așchietoare și pentru minerit.

Se menționează că cercetarea este mult mai avansată, o serie de tehnologii fiind deja definitivate. Astfel, la ICEM s-au elaborat tehnologiile pentru discuri de fricțiune necesare industriei de tractoare și mașini-unelte, pulberi de zinc, staniu, aluminiu, prin metoda pulverizării, plăcuțe dure așchietoare pe bază de carburi de wolfram, cobalt și carburi de titan (stația pilot

ICEM are o capacitate de circa 4 t/an plăcuțe dure), filtre metaloceramice, contacte electrice, pe bază de wolfram-cupru-nichel.

I. P. C. a definitivat tehnologii în domeniul pulberilor de molibden, a pulberilor de fier reduse cu CH_4 disociat, a unor sortimente de pulberi de aluminiu, a pieselor din pulberi de fier cu configurație complexă etc.

Rezultatele cercetărilor, pe de o parte, și capacitatea de producție redusă a secțiilor enumerate, faptul că nu sînt înzestrate cu utilaje corespunzătoare, cunoașterea avantajelor metalurgiei pulberilor de către tehnicieni, dezvoltarea luată în țările industrializate, pe de altă parte, au dus la elaborarea unui proiect de către I.P.C.M. în colaborare cu specialiști de la ICEM și ulterior avizat de C. T. S.—M. I. C. M. [10].

Proiectul prevede înființarea următoarelor sectoare:

— sectorul de piese sinterizate pe bază de pulberi de fier și cupru și sectorul de materiale de fricțiune (discuri ambreiaj pentru tractoare și mașini-unelte) la uzina „Sinterom"—Cluj;

— sectorul de plăcuțe dure pe bază de carburi de wolfram Durom, pentru prelucrarea prin așchiere la uzina „Mecanică fină" — București.

Intrarea în funcțiune a ambelor sectoare va fi înlesnită de experiența acumulată prin cercetarea din țară.

Ritmul de dezvoltare a producției și cercetării posibilității de asimilare. Materiile prime mai importante utilizate în metalurgia pulberilor sînt: pulberile de fier; pulberile neferoase, de cupru, zinc, aluminiu, plumb, staniu; pulberile de wolfram.

Pornind de la o producție de circa 600 t/an pulberi de fier, în anul 1970, se estimează un ritm de dezvoltare de circa 25% pe an, ajungîndu-se la circa 1 350 t/an la finele anului 1975. Dezvoltarea are în vedere atît consumul de pulberi pentru învelișul electrozilor de sudură, cît și cantitățile sporite de pulberi ce vor fi solicitate de fabricația de produse sinterizate.

Pentru ambele domenii de utilizare trebuie să se prevadă mai multe tipuri de pulberi, provenite din diferite metode de obținere. Se menționează că însăși fabricația de piese sinterizate necesită ca materie primă, în prezent, după indicațiile din literatură, un amestec de pulberi de diferite calități (în special pulberi reduse și pulberi obținute prin pulverizare). Se consideră că se vor putea asimila, pe baza cercetărilor din țară, producerea pulberilor de fier, prin metoda reducerii directe din țunder, a minereurilor și prin pulverizarea fontei topite și decarburarea ei.

Pentru cercetare prezintă interes tehnologia obținerii pulberilor de oțel prin pulverizare cu apă, procedeu economic și studiat în prezent în străinătate.

Pe baza cercetărilor ICEM, se va putea extinde fabricația de pulberi de cupru electrolitic de la Combinatul metalurgic—Baia Mare la circa 400 t/an, fără să se prevadă o nouă dezvoltare în cursul cincinalului, deoarece tendința generală este de a se folosi în special pulberile de fier pentru piese sinterizate.

Se vor continua cercetările pentru obținerea unei game mai variate de pulberi (numai prin variația parametrilor de electroliză) și de calitate constant superioară.

Într-o instalație de pulverizare a metalelor și aliajelor neferoase se va putea prevedea și obținerea unor sorturi de pulberi de cupru și a pulberilor de bronz și alamă.

Tot prin metoda pulverizării se estimează să se producă circa 1 000 t/an pulberi de zinc pentru industria chimică, în anul 1970. Se consideră că tehnologia studiată de ICEM permite asimilarea, în țară, a unei asemenea fabricații. Se poate prevedea și o creștere anuală de circa 10%. Proiectul instalației s-a executat de I.M.N.R. cu o variantă de amplasare la uzina „Neferal"—București.

Pentru pulberile de staniu și plumb, folosite în compoziția produselor sinterizate, se estimează un necesar de circa 30 t/an, respectiv 20 t/an.

Fabricația pulberilor de aluminiu sub formă de gris de aluminiu pentru maselotajul exotermic se va putea asimila în țară (pe baza pilotului ICEM) și fabrica într-o cantitate de circa 200 t/an (ținînd seamă de consumul de 0,5 kg la 1 t oțel). Pentru pulberile fine de aluminiu pentru pigmenți se estimează un consum de circa 180 t/an pentru industria chimică; tehnologia este studiată de I.P.C.

Pulberile de wolfram sînt la baza tehnologiei de fabricație a aliajelor dure pentru plăcuțe așchietoare și de minerit. Se estimează un necesar de circa 100 t/an cercetările fiind începute de I.M.N.R. și I.C.E.M. cu materii prime din minereurile indigene existente în regiunea Baia Mare.

În ceea ce privește produsele sinterizate se propune ca fabrica de produse sinterizate, care urmează să intre în funcțiune în 1970 cu un plan de producție de circa 500 t/an, respectiv circa 13 000 000 piese/an, să se dezvolte în următorii 5 ani crescînd în etapa a II-a la un plan de producție de 780 t/an, respectiv 19 mil. piese/an.

ICEM și I.P.C. vor acorda asistență științifică la asimilarea tehnologiilor de bază. Problema pieselor mecanice cu profil complicat, a proiectării și execuției matrițelor de înaltă precizie, sînt domenii în care uzinele din străinătate au activitate bogată și se consideră util schimbul de experiență cu acestea.

În prima fază un procent important din producția de piese (cca. 40%) se vor executa din pulberi de bronz, urmînd ca în etapa a II-a să se reducă la circa 20%, locul fiind luat de piese din pulbere de fier.

Piesele mecanice cu profil complicat trebuie să constituie în viitor o preocupare importan-

tă a cercetătorilor şi proiectanţilor în acest domeniu; de asemenea tratamentele termice şi obţinerea de caracteristici ridicate fizico-mecanice şi de rezistenţă la coroziune sînt probleme care trebuie înscrise în planul de cercetare.

Materialele de fricţiune constituie un sector deosebit în noua fabrică de piese sinterizate. Nivelul de 120 t/an se estimează că va suferi o creştere uşoară pînă în 1975, dezvoltare evaluată la 5—10% an, în special pentru utilizarea de astfel de materiale în ansamblurile noilor utilaje. Cercetarea din ICEM va continua pentru obţinerea de noi materiale în domeniul materialelor de fricţiune.

Secţia de aliaje dure, care se va înfiinţa în 1969—70 la Uzina de mecanică fină, are pentru început un program de 30 t/an, urmînd să crească în etapele următoare la 60 şi 100 t/an. În prima etapă se vor fabrica plăcuţe aşchietoare, pe bază de carburi de wolfram, carburi de titan şi cobalt, pentru prelucrarea fontelor şi oţelurilor. În etapa a II-a se prevede lărgirea gamei de produse şi compoziţii.

La asimilarea produselor, ICEM urmează să acorde asistenţă ştiinţifică.

Este indicat să se prevadă cercetări pentru obţinerea de plăcuţe amovibile cu caracteristici speciale, plăcuţe pentru prelucrarea fontelor ultradure, a fabricării de produse dure cu caracteristici superioare, de asemenea cercetări în domeniul aliajelor refractare şi a combinaţiilor metal-oxid, pentru industria nucleară [7]. Pentru industria constructoare de maşini se vor prevedea cercetări privind acoperiri şi suduri cu aliaje dure şi refractare prin diferite metode (plasmă, laseri etc.).

Se menţionează că în ceea ce priveşte proiectarea şi execuţia de utilaje, inclusiv SDV-uri, şi în special matriţe pentru toate sectoarele amintite, în ţară numărul specialiştilor este redus şi trebuie să se ţină seamă de experienţa din ţările avansate.

De asemenea, pentru definitivarea unor regimuri tehnologice corect adecvate utilajelor de mare capacitate şi asigurarea calităţii tuturor sortimentelor de pulberi şi piese sinterizate colectivele de cercetare din ţară vor trebui să acorde o susţinută şi intensă activitate de asistenţă ştiinţifică, o dată cu creşterea de cadre la diferite nivele.

LES POSSIBILITÉS ET LES ASPECTS TECHNIQUES ET ÉCONOMIQUES DU DÉVELOPPEMENT DE LA PRODUCTION DES POUDRES ET DES PIÈCES FRITTÉES DANS LA PÉRIODE 1971—1975

Sont exposés les principes de l'emploi, à un niveau supérieur, des poudres métalliques, en décrivant certains aspects actuels constatés à l'étranger et en Roumanie. On montre (pour les années qui suivront) quel sera le rythme de développement de la production et de la recherche en Roumanie, ainsi que les possibilités d'assimilation des nouvelles technologies dans le domaine de la métallurgie des poudres.

POSSIBILITIES AND TECHNICAL AND ECONOMICAL ASPECTS OF THE DEVELOPEMENT OF POWDER AND SINTERIZED PARTS PRODUCTION IN 1971—1975

The paper presents the principles of improved utilization of metallic powders and sinterized parts and discusses several aspects of the present stand both in Romania and abroad.

Figures related to the development rate of production and research work in Romania over the next years are given, and the possibilities of implementing new technologies in the field of powder metallurgy are investigated.

BIBLIOGRAFIE

[1] Kempton H. Roll. *Powder Metallurgy and the Metal Powder Industry Enter New Growth Phase.* International Journal of Powder Metallurgy 2 (2), 1966, p. 5—11.

[2] Henderson R. *Metalurgia pulberilor în Europa şi industria europeană de automobile.* Extrase din lucrările consfătuirii a 19-a privitoare la metalurgia pulberilor, Detroit, 1963, p. 3—11.

[3] Domşa Al. şi colectiv. *Tehnologia fabricării pieselor din pulberi metalice.* Editura tehnică, 1966, p. 1—26.

[4] Herşcovici P. *Folosirea pulberilor metalice în industria metalurgică.* Studiu de sinteză I.D.T., 1964, p. 27—37.

[5] Herşcovici P. *Tehnologia şi folosirea pulberilor metalice şi a pieselor sinterizate în industria construcţiilor de maşini.* Studiu de sinteză I.D.T., 1963, p. 5—11.

[6] * * * *Raport tehnic asupra deplasării în R.S.C.* (CTS 143—12), 1963, M.I.M. — D.T.

[7] Eisenkolb F. *Fortschritte der Pulvermetallurgie.* Band II, Berlin, 1963, p. 928—932.

[8] * * * *Prospectele din 1965—66 ale firmelor: Durasint (Anglia), N. A. Metallpulver Dorst Mannesmann. Krup-Widia, Rengsdorf (R. F. a Germaniei), Tizit (Austria).*

[9] * * * *Mannesmann-Pulvermetall, Pulvermetallurgische Fertigungsanlage,* 1966.

[10] * * * Proiect I.P.C.M. nr. 5913—STE, Secţie de piese sinterizate din pulberi metalice.

Consideraţii privind dezvoltarea industriei cocsochimice

Ing. E. FALK
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 662.74 : 668.7

Concurenţa produselor petrochimice determină o scădere a preţurilor produselor chimice obţinute în industria de prelucrare a cărbunilor. În aceste condiţii industria gazeificării, a hidrogenării şi a semicarbonizării cărbunilor, avînd drept scop principal obţinerea produselor chimice, se menţin doar în situaţii cu o conjunctură deosebit de favorabilă.

Cocsul reprezintă în continuare un produs căutat, producţia mondială de cocs înregistrînd creşteri continue. În tabela 1 sînt indicate producţiile de cocs în diferite ţări ale lumii (în milioane de tone).

Combustibilii solizi fără fum, fabricaţi din cărbuni, deţin ponderea cea mai mare în producţia de combustibil casnic; cantitatea de cocs brichete fabricate pentru această destinaţie atinge şi depăşeşte 4,5 mil. t/an.

Introducerea cuptoarelor de cocsificare de mare capacitate a marcat maturizarea industriei clasice a cocsificării cărbunelui. Acestea s-au construit mai întîi în Europa, iar în ultimii ani şi în S.U.A.

Tabela 1

	1938	1961	1962	1963	1964	1965
R.F.a Germaniei	29,78	44,30	42,86	41,59	43,27	43,28
Franţa	7,63	13,45	18,43	13,42	13,94	13,38
Anglia	14,08	18,12	15,79	15,73	17,13	17,35
R. P. Polonă	2,52	11,95	12,57	13,20	14,18	13,67
R. S. România	0,09	0,94	1,12	1,14	1,15	1,14
R.S.C.	2,77	8,54	8,93	9,30	9,42	9,50
U.R.S.S.	19,60	58,60	60,90	63,90	66,30	68,00
Japonia	3,24	9,61	10,19	10,83	11,00	11,50
Producţia mondială	140,0	279,6	279,9	286,6	301,0	308,0

În tabela 2 este dată, pentru exemplificare, evoluţia în decursul anilor a indicilor caracteristici bateriilor de cocsificare din R. F. a Germaniei.

Este evidentă tendinţa de centralizare şi îmbunătăţire a indicilor citaţi. Acest proces este îndelungat datorită duratei mari de viaţă a bateriilor deja construite (circa 20 ani).

Valoarea recuperărilor rezultate din vînzarea produselor chimice a scăzut sub nivelul anului 1956 şi, cu toate măsurile de raţionalizare luate, nu se prevede posibilitatea închi-

Tabela 2

	1913	1937	1964
Nr. de cocserii	180	99	62
Nr. de cuptoare	18 071	11 796	9 010
Volumul mediu al cuptoarelor în m^3	8	13	20
Consumul de căldură, kcal/kg şarjă	775	650	567
Producţia pe cocserie în t/zi	530	1 030	1 900
Producţia de cocs în mil. t	34,6	37,3	43,3

derii „foarfecii" preţurilor (fig. 1 : Evoluţia cheltuielilor şi a recuperărilor cocseriilor din R. F. a Germaniei). Unele cocserii din S.U.A. nu recuperează de loc produsele chimice şi ard gazul de cocs propriu neepurat. Pentru restabilirea rentabilităţii cocseriilor, unii autori consideră inevitabilă o mărire a preţului cocsului.

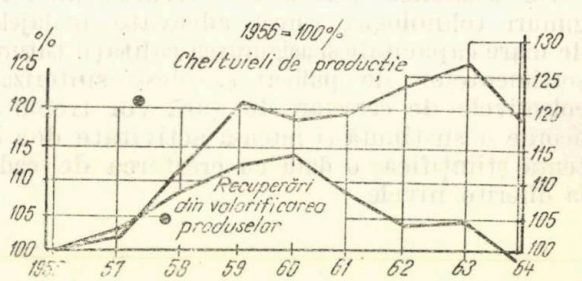


Fig. 1

Consideraţii economice ridică problema dacă nu este cumva mai raţională producerea cocsului prin alte procedee cu productivitate mare, asemănătoare celor utilizate la fabricarea cocsului brichete. Cocsul astfel produs va trebui să aibă o calitate identică cu cea a cocsului clasic.

Eliminînd costul materiei prime, ponderea cheltuielilor de fabricaţie într-o cocserie nouă, construită în R. F. a Germaniei, este (tabela 3):

Tabela 3

Poziţia	% cheltuieli de producţie
1. Amortisment	30
2. Încălzire	23
3. Epurarea gazului	13
4. Energie şi materiale	14
5. Salarii	9
6. Reparaţii	6
7. Altele	5
Total	100

Investiţia specifică pentru o instalaţie mijlocie a fost de 120 DM/t an.

Factorii care determină preţul de cost al cocsului, precum şi căile de reducere a lui, sînt analizaţi de către W. Reerink şi W. Peters cu ajutorul relaţiei:

$$\frac{K}{L} = \nu \frac{k}{\gamma} \frac{O}{V} \text{ (DM/t h)},$$

în care:

V este volumul utilajului (util), în m^3;
γ — greutatea volumetrică a şarjei, în t/m^3;
ν — timp de staţionare, în h;
L — producţia medie, în t/h;
O — suprafaţa utilajului, în m^2;
K — investiţii, în DM;
k — investiţie specifică a reactorului, în DM/m^2.

Timpul de staţionare a şarjei în cuptorul de cocsificare este determinat de condiţiile de transfer termic. În situaţia cea mai dezavantajoasă se află cuptoarele clasice de cocsificare cu transmisia căldurii prin zidărie. Brichetele încălzite în curent de gaz se încălzesc de 200 ori mai repede, iar granulele de cărbune, în contact direct cu agenţii de încălzire, de 30 000 ori mai repede decît încărcătura unui cuptor de cocsificare clasic. Prin reducerea perioadelor de cocsificare şi utilizarea la construcţia zidăriei bateriilor de cocs a unor materiale refractare cu conductibilitate termică mare, cum şi prin reducerea grosimii pereţilor de zidărie, se încearcă în S.U.A., printre altele, reducerea timpului de staţionare a şarjei în cuptoarele de cocsificare.

Reducerea timpului de staţionare a şarjei în cuptor şi respectiv creerea unor agregate de cocsificare cu funcţionare continuă constituie obiectul cercetărilor efectuate în S. U. A., R. F. a Germaniei, U.R.S.S. etc. În principiu se urmăreşte cocsificarea şarjei pe grătare metalice, în mişcare, în cuptoare rotative (inelare) şi cu agent purtător de căldură solid. Ultimul procedeu poate fi aplicat numai în cazul cocsificării brichetelor.

Deocamdată toate soluţiile propuse sînt în curs de experimentare în faza de laborator şi pilot.

Uscarea şi preîncălzirea şarjelor constituie o altă cale încercată şi, parţial, aplicată pentru reducerea timpului de staţionare a şarjei în cuptor.

Valoarea raportului $\frac{O}{V}$ se modifică mult în cazul unor agregate de cocsificare deosebite ca formă şi concepţie de cele clasice.

Cheltuielile pentru încălzirea cuptoarelor pot fi micşorate prin:
— utilizarea unui combustibil mai ieftin;
— recuperarea căldurii;
— reutilizarea căldurii recuperate.

Gazul de cocs şi cel de generator utilizate în prezent la încălzirea bateriilor de cocs sînt gaze scumpe. Este recomandată examinarea posibilităţii utilizării drept combustibil, la investiţiile noi, a gudroanelor brute sau a unei părţi din cărbune.

Toate propunerile privind recuperarea căldurii fizice a cocsului au un dezavantaj comun, şi anume, preţul ridicat al instalaţiilor necesare. Funcţionarea discontinuă a cuptoarelor de cocs cere o aparatură complicată pentru recuperarea căldurii.

Răcirea gazului brut într-un cazan recuperator şi recuperarea unei cantităţi ce reprezintă 70% din căldura sensibilă a acestuia creează posibilitatea recuperării a 27% din căldura intrată. Dacă se adaugă căldura ce poate fi recuperată prin stingerea uscată a cocsului şi cea recuperată din răcirea gazelor arse rezultă că valoarea a 70% din căldura intrată poate fi recuperată şi scăzută din cheltuielile de încălzire a bateriilor de cocs.

Arderea gazului brut reduce cheltuielile de purificare (13%) însă măreşte preţul de cost al cocsului, deoarece gazul de cocs şi compuşii chimici recuperaţi costă uneori mai mult decît aburul corespunzător.

Uscarea şi preîncălzirea şarjei cu gaze arse sau cu gaze de la stingerea cocsului reprezintă o soluţie simplă pentru recuperarea unei părţi din căldură.

Mecanizarea şi automatizarea exploatării uzinei cocsochimice au atins un grad avansat. Se urmăreşte reducerea cheltuielilor de producţie, rezolvarea lipsei de forţă de muncă, precum şi a reducerii surselor de poluare a atmosferei.

Cuptoarele de cocs, datorită zidăriei pretenţioase, trebuie încălzite continuu, indiferent de necesarul de cocs. Aceasta reprezintă

un dezavantaj care ar fi înlăturat de agregate mai elastice.

Din analiza tuturor factorilor expuşi se ajunge la concluzia că un procedeu nou de cocsificare va trebui să producă în flux continuu şi să poată fi realizat în unităţi mari. Printr-o încălzire directă a materiei prime cu granulaţia dorită pentru cocs va trebuie să se urmărească micşorarea perioadei de cocsificare şi realizarea unor productivităţi mari. Eficienţa termică se ridică printr-o reutilizare a căldurii fizice. Calitatea cocsului obţinut trebuie să fie la nivelul cocsului clasic.

În R.P.P., S.U.A. şi R.D.G. s-a reuşit să se producă, la o scară mai mare, cocs metalurgic brichete în flux tehnologic continuu cu utilizarea unor agregate de cocsificare specifice. Schema primelor procedee este dată în figurile 2 (Procedeul polonez pentru fabricarea cocsului brichete) şi 3 (Instalaţia pentru fabricarea cocsului FMC Food Machinery Corp.).

În ţara noastră a fost elaborat şi experimentat în faza industrială procedeul I.C.E.M. de producere a cocsului brichete. Acesta

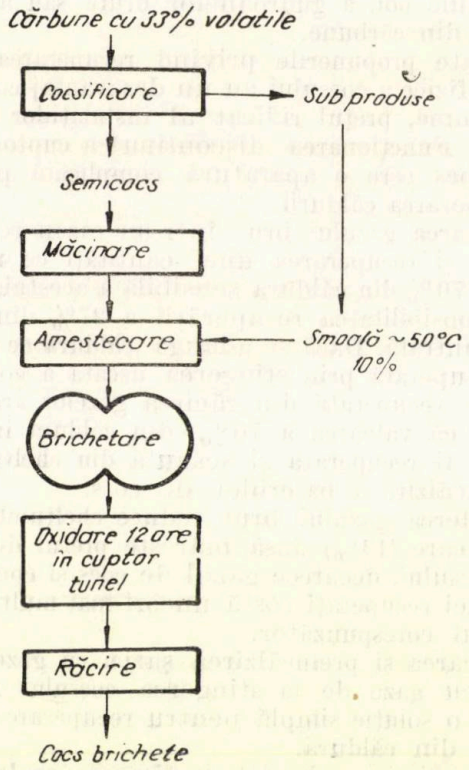


Fig. 2

este caracterizat printr-o elasticitate deosebită atît din punctul de vedere al materiei prime utilizate, cît şi al calităţii cocsului produs. Nu este rezolvată, datorită specificului tehnologiei de fabricaţie, cocsificarea brichetelor în agregate cu funcţionare continuă.

Procedeele sînt utilizabile în condiţii locale specifice şi nu pot conta ca procedee universale de cocsificare. Acolo unde există huilă de cocs, cocsificarea clasică este mai avantajoasă.

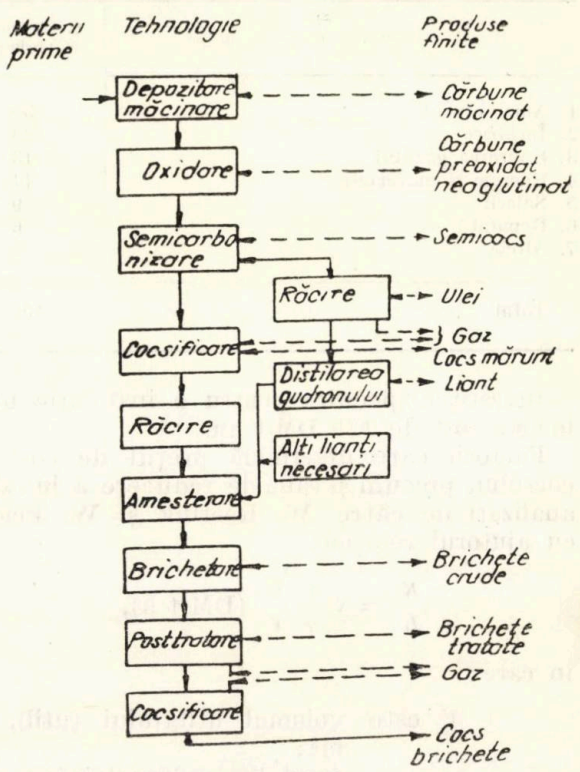


Fig. 3

În cazul cocsificării clasice şarja este încălzită într-o singură treaptă. Acest avantaj reduce elasticitatea tehnologiei cocsificării clasice şi posibilitatea de a o adapta la materii prime de diferite calităţi.

În ultimii ani, pentru rezolvarea problemei fabricării cocsului prin procedee noi, se concentrează eforturi considerabile

În tabela 4 sînt date, pentru exemplificare, instalaţiile experimentale utilizate în prezent în cercetarea procedeelor noi de cocsificare de către Bergbau — Forschung (R. F. a Germaniei).

În prezent există condiţiile pentru dezvoltarea unor noi procedee de cocsificare şi este în perspectivă o reducere a cheltuielilor de investiţii şi de exploatare în comparaţie cu cocseriile clasice. Este greu de prevăzut dacă o astfel de istalaţie poate realiza un cocs la un preţ mai scăzut decît cel al cocsului actual. Aceasta pentru că, pe de o parte preţul materiei prime reprezintă oricum mai mult de 2/3 din preţul de cost, iar pe de altă parte se vor realiza venituri mai mici din recuperarea unor subproduse de calitate inferioară.

Cu un preț de cost egal sau ceva mai mic se va putea fabrica cocs brichete cu conținut redus de sulf și cenușă, care, fără producerea simultană de măiunt și cu o granulație uniformă, pe măsura cerințelor, va reprezenta un combustibil ideal pentru furnale.

demand entails simultaneosly decrease in overproduct demand.

Based on a complex relationship, factors and means of coke price reducing are analysed.

Achievement of units with lowest possible specific investment, continuous running and highest coking heat recu-

Tabela 4

	Strat mobil	Pat fluidizat	Antrenare	Circuitul agentului purtător de căldură
A. Tratament termic	a) cuptor vertical Didier 0,4 t/h b) retortă cu încălzire directă Dr. Otto & Comp.	a) preîncălzitor pentru brichetare la cald Lurgi, 2—3 t/h b) semicocsif. cu brichetare la cald 4—5 t/h c) semicocsif. Schüchterman 0,5 t/h	a) Cocsificare cu antrenare 0,3 t/h	a) Instalații LR, 0,05 t/h
B. Formare	Prese valțuri	Coufindhall	Prese funie	Agregate de peletizare
	6 tipuri prese la rece și cald cu capacitate totală 37,2 t/h	Presă K. E. Köppen 5,4 t/h		un taler Ø 1 mm, 1 t/h taler Ø 0,5 mm, 0,1 t/h
	Strat mobil	Circuitul agentului solid	Cuptor tunel	Cuptor cu pat de nisip
C. Cocsificare	a) cuptor vertical Didier 0,4 t/h b) retortă cu încălzire directă Dr. Otto 0,2 t/h c) cuptor semicarb. Bergwerksverb 0,1 t/h	a) cocsificare în nisip, 0,1 t/h b) idem, cu brichetare la cald 0,5 t/b	a) cuptor de cocsificare pe grătar Steinmüllert 1t/h b) cuptor pentru oxidare termică, discontinuu, șarjă 20—30 kg	a) cuptor cu pat de nisip INICHAR, 5 t/h b) cuptor experimental discontinuu șarjă, 15 kg

CONSIDÉRATIONS SUR LE DÉVELOPPEMENT DE L'INDUSTRIE CHIMIQUE DU COKE

La concurrence de l'industrie chimique du pétrole a diminué l'importance de l'industrie chimique du coke et a déterminé les spécialistes à rechercher de nouvelles voies pour cette dernière.

L'augmentation de la demande du coke est concomitante avec la diminution de la demande de certains surproduits de l'industrie chimique du coke.

On analyse les facteurs et les moyens qui influent sur la réduction du prix de revient du coke.

On veut réaliser des agrégats à investissement spécifique minimum, à fonctionnement continu, à récupération maxima de la chaleur dégagée durant la cokéfaction.

Il y a, en principe, deux moyens pour augmenter l'efficacité économique de la cokéfaction, l'augmentation de la capacité des chambres classiques de cokéfaction et l'élaboration d'un procédé pour fabriquer, autant qu'il est possible, en flux continuu, le coke en briquettes.

CONSIDERATIONS REGARDING COKE-CHEMICAL INDUSTRY DEVELOPMENT

Petrol-chemical product competition inducing decrease of coke-chemical product demand, several authors were interested in the examination possible development for coke-chemical industry in these new conditions. Increase in coke

peration is endeavoured. Two ways of economical efficiency increase for coking process are emphasized : increase in standard chamber capacity and at he same time working-out of new proceedings for continuous briquette coke manufacturing.

BIBLIOGRAFIE

[1] Reerink W. și Peters W. *Leitgedanken für die Entwicklung neuer Verfahren zur thermischen Köhlenveredlung.* Brennstoffchemie, nr. 10, 1965.

[2] Kaloc M. *Vyvoj novych metod vyroby Koksu.* Hutnike Listy, nr. 9, 1965.

[3] Langhof I., Lehmann I. și Simonis W. Internaționaler Kongress *„Koks im Eisenhüttenwesen"*, in Charleroi. Glükauf, nr. 2, 1967.

[4] Barker J. E. și Lee G. W. *Technical and economic requirement of formed coke.* Comunicare la Congresul internațional de la Charleroi, 1966.

[5] Manevici E. N. *Ispolzovanie fizicescovo tepla koksovo gaza.* Koks i himia, 10, 1965.

[6] Baumann W. *Einfluss von Trocknung und Vorerhitzung von Kokskohle auf den Ablauf der Verkokung und die Besichaffenheit des Kokses.* Brennstoffchemie, nov. 1962.

[7] Schenk H. și Wenzel W. *Stand des Rostverkokungswerfahrens.* Comunicare la Congresul internațional de la Charleroi, 1966.

I forni fusori nella fonderia di ghisa (Cuptoarele de topire din turnătoria de fontă). Milano, ASSOFOND, 1967, 237 pag., 249 fig., 35 tab.

Monografia apărută sub acest titlu în editura ASSOFOND (Associazione Nazionale delle Fonderie) cu participarea a 12 specialişti (responsabil de redacţie Luciano Oltrasi), reprezintă o sinteză critică a numeroaselor publicaţii privind construcţia, exploatarea şi întreţinerea cuptoarelor de topire folosite în turnătoriile de fontă.

Cele zece capitole ale lucrării tratează următoarele probleme: caracteristicile constructive şi instalaţiile cubiloului (cap. I); conducerea şi mersul cubiloului (cap. II); incidente în mersul cubiloului (cap. III); cocsul pentru cubilou (cap. IV); cuptoare rotative pentru topirea fontei (cap. V); cuptoare cu reverberaţie (cap. VI); cuptoare cu inducţie de joasă frecvenţă (cap. VII); cuptoare electrice cu arc (cap. VIII); controlul metalurgic imediat (cap. IX); combustibili, fondanţi şi materiale refractare (cap. X).

Principalul agregat de topire din turnătoria de fontă — cubiloul — ocupă în lucrare spaţiul cel mai mare (cap. I—IV, 134 pag.). Sînt analizate, din punctul de vedere al calculului constructiv, al principiului de funcţionare şi al modului de exploatare şi întreţinere, cubilourile cu căptuşeală acidă şi bazică, cubilourile cu aer cald, cubilourile răcite cu apă. Sînt descrise pe larg instalaţiile auxiliare ale cubilourilor, aparatura de măsură şi control. În lucrare sînt incluse ultimele realizări în legătură cu îmbunătăţirile aduse cubilolui în diverse ţări şi care au făcut din acest agregat un cuptor de topire modern. De asemenea, se fac consideraţii asupra proceselor metalurgice ce au loc în timpul elaborării în cubilou fără a se depăşi însă cadrul lucrării, care are un caracter eminamente practic.

Defecţiunile ce pot apărea în timpul funcţionării cubiloului cu cauzele şi măsurile de prevenire a acestora sînt tratate separat. Din aceleaşi puncte de vedere sînt analizate şi următoarele patru capitole.

Pe baza bilanţului termic expus amănunţit pentru fiecare caz în parte se stabileşte relaţia pentru calculul consumului orar de combustibil. Sînt date caracteristicile principalilor combustibili utilizaţi în turnătorie, dintre care un interes deosebit îl prezintă cocsul, gazele naturale şi păcura.

Întreaga expunere este însoţită de tabele, diagrame şi figuri clare care uşurează asimilarea materialului prezentat.

După modul în care sînt analizate problemele, lucrarea se adresează în special practicienilor, prin exemplele practice şi reprezentative ce se dau şi prin felul cum se tratează problemele curente şi cele moderne. Lucrarea se evidenţiază şi prin faptul că conţine o serie de parametri, date practice şi precizări tehnologice deosebit de utile specialiştilor care lucrează în probleme de turnătorie de fontă.

Prin modul original de a trata problemele, prin extinderea diverselor părţi corespunzătoare importanţei lor pentru practică, prin modul de prezentare grafică, monografia recenzată răspunde în întregime cerinţelor şi necesităţilor ridicate azi de practica topirii în turnătoriile de fontă.

Ing. *E. Spleiss*

N. H. Rîbalcenko. **Proiektirovanie liteinîh ţehov** (Proiectarea turnătoriilor). Harkov, Editura Universitară, 1965, 304 pag.

Cartea lui N.H. Ribalcenko, scrisă în conformitate cu programa analitică a cursului „Proiectarea turnătoriilor", predat studenţilor secţiilor de specialitate din institutele politehnice ucrainiene, reprezintă o încercare merituoasă de sinteză şi de actualizare a tuturor elementelor de proiectare a turnătoriilor cu atît mai mult, cu cît după apariţia cunoscutei cărţi a lui L.I. Fantalov, în 1953, în literatura sovietică de specialitate nu s-a mai întîlnit o astfel de încercare.

Deşi de volum relativ mic, cartea concentrează numeroasele elemente pentru proiectare.

După trecerea în revistă a datelor de bază — regimul de lucru şi fondul anual de timp (cap. I, II) — autorul face o analiză a criteriilor de alegere a procesului tehnologic şi a componenţei turnătoriei, pe baza programului de producţie cerut (cap. III).

În capitolul IV se prezintă procesul tehnologic şi utilajele specifice secţiilor de turnătorie, care lucrează în forme din amestecuri clasice. În acest capitol sînt cuprinse agregatele moderne de topire, formare, turnare, miezuire, preparare, curăţare, fiind totodată descrise utilajele în funcţie de procesul tehnologic adoptat.

Particularităţilor proiectării turnătoriilor care folosesc metode speciale de lucru (modele uşor fuzibile, forme-coajă, turnare sub presiune, turnare în cochile, turnare centrifugală), li se acordă o deosebită atenţie, ele fiind expuse pe larg în capitolul V al cărţii. Acest lucru este instituit pentru prima oară în literatura de specialitate sovietică, procedeele menţionate fiind anterior numai obiectul unor monografii inginereşti în care erau expuse, împreună cu tehnologia, utilajele şi principiile de proiectare specifice fiecăruia.

În continuare autorul urmează firul normal al proiectării, analizînd partea energetică a proiectului (cap. VI), problemele de bază privind tipuri de construcţii, ca şi încălzirea şi ventilaţia halelor — tratate la nivelul necesar unui tehnolog turnător — şi, în sfîrşit, partea economică a proiectului (cap. VIII) care cuprinde principiile de calcul ale forţei de muncă, ale cheltuielilor de producţie, ale preţului de cost şi ale indicatorilor tehnico-economici.

În concluzie se poate spune că, fără a epuiza problema, cartea lui Ribalcenko expune principiile de bază privind proiectarea turnătoriilor — la nivelul proiectului de diplomă — fiind însoţită, în numeroase locuri, de date utile ajutătoare, necesare dezvoltării normale a proiectului.

Ing. *C. Scorţea*

N. A. Galaktionova. **Hidrogenul în metale.** Metallurgia, Moscova, 1967, 304 pag., 129 fig.

Cartea „Hidrogenul în metale", elaborată pe baza unei vaste bibliografii (413 trimiteri bibliografice), se împarte în cinci capitole.

Capitolul I cuprinde proprietăţile de bază fizico-chimice ale hidrogenului; cel de-al II-lea, interacţiunea hidrogenului cu celelalte elemente (consideraţii generale privind legăturile chimice, adsorbţia, difuzia, dizolvarea, interacţiunea chimică).

În capitolul al III-lea, de altfel capitolul de bază al cărţii, se descriu sistemele hidrogen-metal pentru toate elementele grupelor sistemului periodic, iar în capitolul al IV-lea, conţinutul de hidrogen în metalele şi aliajele industriale.

Lucrarea se încheie cu date privind influenţa hidrogenului asupra proprietăţilor metalelor (asupra conductibilităţii, magnetismului, plasticităţii şi rezistenţei, coroziunii) şi cu defectele care apar în metalele şi aliajele care conţin hidrogen.

Ing. *C. Rădulescu*

Îndrumător de laborator pentru metalurgia fizică (Structura materialelor metalice). Bucureşti, E.D.P., 1967, 232 pag.

Deşi puţine la număr, îndrumătoarele de laborator pentru diferitele discipline ale secţiilor din cadrul facultăţii de metalurgie, ca de altfel şi celelalte publicaţii de acest gen, au

menirea să contribuie la desfășurarea, în mai bune condiții, a procesului de învățămînt. În plus, ele pot reprezenta în multe privințe și un ghid pentru activități din industrie.

Lucrarea cuprinde: „Aparatura și metodele de lucru"; „Constituenți structurali în metale și aliaje"; „Structuri de echilibru la oțeluri și fonte"; „Structuri de călire și revenire la oțeluri și fonte"; „Structura oțelurilor și fontelor speciale"; „Structura metalelor și aliajelor neferoase"; „Influența unor prelucrări termice și mecanice asupra structurii materialelor metalice"; „Determinări calitative ajutătoare.

Îndrumătorul de laborator pentru metalurgia fizică, recent apărut, era necesar încă de mulți ani, deoarece prin acesta studenții își fixează multe din noțiunile obținute prin prelegeri. Redactat de un colectiv larg de profesori, conferențiari, șefi de lucrări și asistenți, îndrumătorul, deși urmărește abordarea tuturor temelor cuprinse în programa analitică a laboratorului, se dezvoltă mult după forma unui manual de metalografie.

De aceea există părerea că ar fi fost necesară respectarea strictă a lucrărilor practice, la fiecare lucrare indicîndu-se considerațiile teoretice, aparatura, modul de lucru și concluziile.

Lucrarea se încheie cu lista lucrărilor practice de metalurgie fizică pentru studenții facultății de metalurgie și pentru studenții facultăților de mecanică, mecanică agricolă, transporturi și tehnologia construcțiilor de mașini.

Noțiunile cuprinse se desfășoară logic, de la simplu la complex; după parcurgerea lor integrală se poate întreprinde mai sigur și cu mai mult succes cercetarea structurii aliajelor noi, pot fi indicate mai corect procesele tehnologice de turnare, tratament termic etc.

Ing. *C. Rădulescu*

Grundlagen der bildsamen Formgebung (Bazele deformării plastice). Düsseldorf, Verlag Stahleisen, 1966.

Lucrarea cuprinde referatele prezentate în domeniul deformării plastice, la cursurile de perfecționare organizate de asociația Verein Deutscher Eisenhüttenleute în colaborare cu Haus der Technik, pentru specialiștii din siderurgie.

Referatele prezentate tratează stadiul actual al cunoștințelor privind bazele teoretice ale deformărilor plastice în general, ale laminării, ale forjării, ale trefilării,ale ambutisării etc.

Referatul „Noțiunile de bază și ecuațiile fundamentale ale deformării plastice" (autor Pawelski O.) cuprinde definițiile detaliate ale elementelor principale ale teoriei plasticității și deformării plastice, bazate atît pe lucrările devenite clasice în acest domeniu (Mohr, Henky, Prandtl, Siebel, Hill etc.), cît și pe teoriile cele mai noi în acest domeniu (Troost, Johnson, Thomsen etc.). Sînt redate ecuațiile fundamentale, inclusiv deducerea acestora, pentru următoarele noțiuni: starea de tensiuni, deformații, viteza de deformare, energia și puterea de deformare, condițiile de echilibru, condițiile de curgere, dependența dintre tensiune și deformație.

Referatul „Bazele comportării plastice a materialelor" (autor Dahl W.) tratează deformarea cristalină a materialelor, inclusiv unele aspecte concrete (ecruisarea, recristalizarea etc.).

Referatul „Teoria elementară a deformării plastice, cu privire specială asupra presării în matriță" (autor Lippmann H.) cuprinde noțiunile de bază ale deformării plastice (rezistența la deformare, energia de deformare, condițiile de curgere, condițiile de echilibru etc.) pentru cazul presării în matrițe. Într-un alt referat, același autor tratează aceleași elemente de bază ale deformării plastice, în cazul extrudării.

Referatul „Rezistența la deformare în cazul deformării la rece" (autor Krause V.) analizează teoriile de bază ale plasticității (teoria lui Mises, Tresca), metodele de determinare a rezistenței la deformare (material, deformare, viteză de deformare, temperatură).

Referatul „Rezistența la deformare în cazul deformării la cald" (autor Müller H.G.) arată, pe baza cercetărilor experimentale, dependența rezistenței la deformare și a presiunii specifice de deformare, temperatură, sinteză de deformare pentru diverse calități de oțeluri.

Referatul „Bazele laminării benzilor" (autor Troost A.) este o analiză foarte completă și clară a elementelor cele mai importante ale teoriei laminării (elemente geometrice, viteză de deformare, presiune specifică, frecare, forță și moment de laminare, aplatizarea cilindrilor, grosimea minimă de laminare etc.), particularizate pentru laminarea benzilor (în special la rece).

Referatul se bazează atît pe teorii proprii, cît și pe cele clasice (Siebel, Kármán, Nádai, Telikov, Ford, Orowan, Sims etc.).

Referatul „Teoria laminării pe cilindri netezi" (autor Funke P.) tratează unele elemente teoretice, specifice laminării pe cilindri netezi (deformarea elastică a cajelor,deformarea plastică a materialului, frecarea, profilul cilindrilor, lățirea etc.).

Referatul „Laminarea și forjarea oțelului" (autor Matthaei H.), deși nu tratează probleme teoretice și nu se încadrează în titlul general al lucrării, prezintă mult interes, deoarece analizează, într-o formă scurtă dar clară, stadiul actual și unele probleme specifice ale diverselor tipuri de laminoare (pentru blumuri și brame, țagle, tablă groasă, tablă subțire, bandă la cald și la rece, profile mari, mijlocii și mici, sîrmă țevi), precum și ale forjării libere și în matriță.

Referatul „Bazele laminării în calibru" (autor Schnaider E.), după unele noțiuni introductive, analizează,prin exemple caracteristice, calibrarea laminoarelor degrosisoare, pregătitoare și finisoare. Deși referatul nu cuprinde bazele teoretice ale calibrării și nici elemente de calcul, el este totuși interesant datorită exemplelor practice ale unor calibrări moderne.

Referatul „Importanța elementelor de bază pentru tehnica actuală a laminării și acționării" (autor Müller H.G.) analizează elementele de bază din teoria laminării (forțe de laminare, deformarea cajelor, tensiunea din material, laminarea continuă etc.), care au o influență asupra proiectării acționărilor electrice.

Referatul „Importanța proprietăților materialului pentru deformarea tablelor" (autor Panknin W.) tratează interdependența dintre material și deformare la diverse procedee de deformare la rece a tablelor (îndoire, tragere, matrițare, ambutisare etc.).

Referatul „Bazele tragerii și împingerii I" (autor Pawelski O.) analizează elementele teoretice de bază ale deformării prin tragere și împingere (legătura dintre deformație și tensiune, forța și energia necesară) precum și comparația dintre valorile calculate teoretic și cele rezultate în urma măsurărilor practice.

Referatul „Bazele tragerii și împingerii II" (autor Dahl W.) tratează ecuațiile de bază privind tensiuni, forțe etc. pentru cele mai uzuale procedee de deformare (tragerea sîrmei, tragerea țevilor etc.).

Referatul „Bazele forjării în matriță" (autori Lange K., Steck E. și Adler G.) analizează calculul forței de deformare, presiunii specifice energiei de deformare pentru acest procedeu pe baza celor mai răspîndite teorii (Siebel, Geleji, Stöter-Lippmann, Reicherter, Kobayashi-Thomsen etc.).

Referatul „Procedee speciale de ambutisare" (autor Panknosiw) analizează diverse metode speciale pentru ambutisarea tablelor din oțel și din metale neferoase.

Deși referatele prezentate, fiind întocmite de autori diferiți, nu sînt omogene nici ca stil și nici ca fond, ele înglobează întregul domeniu al deformărilor plastice și prezintă un interes deosebit, prin faptul că reflectă stadiul actual al cunoștințelor în domeniul teoriei deformării plastice și prin faptul că sînt prezentate într-o formă clară și totuși la un nivel ridicat, de cei mai cunoscuți specialiști din R.F. a Germaniei.

Lucrarea cuprinde 508 pagini și numeroase figuri, iar fiecare referat este completat cu o bibliografie bogată.

Lucrarea, în ansamblul ei, prezintă o valoare teoretică deosebită și este utilă specialiștilor din toate domeniile de deformare plastică precum și studenților.

Ing. A. *Lederer*

Congresul de metale neferoase. Milano, 8—11 octombrie 1967

Centrul de metale neferoase al Asociației Italiene de Metalurgie a organizat în luna octombrie 1967 un congres, la care au fost prezentate comunicări în următoarele secții: metalurgie chimică, știința metalelor, electrochimie, simpozion asupra sărurilor topite, tehnologie.

Întrucît în țara noastră există numeroși ingineri și cercetători interesați în problemele de metalurgie neferoasă, se prezintă în continuare comunicările expuse la acest congres.

Secția metalurgie chimică

— „Metalele neferoase în Italia și în lume" (G. Porro, președinte ASSOMET).

— „Aplicarea unui aparat pentru prevederea efectului anodic la celulele industriale de aluminiu" (B. Panebianco — Montecatini Edison-Bolzano).

— „Volatilizarea zincului în pat fluidizat, din minerale oxidice" (G. Sironi — Institutul Donegani — Novarra și A. Massimino — Centrul de cercetări metalurgice — Torino).

— „Studiul asupra tratamentului metalurgic aplicat mineralelor oxidice de zinc" (G. Scacciati — Centrul de cercetări metalurgice — Torino).

— „Sulfurarea termică a mineralelor oxidice de metale neferoase" (A. Vaschetti — Centrul de cercetări metalurgice — Torino).

— „Controlul dispersiei curentului într-o instalație de electroliză a zincului" (M. Marone — Centrul de cercetări metalurgice-Torino).

— „Măsurări colorimetrice referitoare la procesul industrial de electroliză a zincului" (S. Pozzoli-Centrul de cercetări metalurgice-Torino).

— „Trecerea de la sistemul discontinuu la cel continuu, în epurarea soluțiilor de sulfat de zinc prin electroliză" (L. Benvenuti-Monteponi, Montevecchio-Porto Marghera).

— „Extragerea indiului ca subprodus în hidrometalurgia zincului" (A. Bianchini — Centrul de cercetări metalurgice-Torino).

Secția știința metalelor

— „Orientarea actuală în cercetările întreprinse asupra cuprului și aliajelor sale" (P. Lombardi-Societatea metalurgică italiană — Firenze).

— „Orientări actuale în cercetările din domeniul aluminiului" (M. Leoni-Institutul experimental de metale ușoare-Milano).

— „Solidificarea monodirecțională a aliajelor eutectice cu trei componenți" (I. Criveli — Institutul de tehnologie — Politehnica din Napoli).

— „Asupra fenomenelor de durificare a aliajelor Pb-Sb, în particular cu 8% Sb, și despre influența unor adaosuri metalice" (L. Arduini-Societatea Tonolli-Milano).

— „Prepararea monocristalelor de germaniu pentru utilizarea lor în electronică" (R. Torrico-Centrul de cercetări metalurgice-Torino).

— „Caracteristicile și aplicațiile solidificării ultrarapide a aliajelor metalice" (G. Beghi — Secția metalurgică și ceramică CCR-Euratom-Ispra).

— „Coeficienții de repartiție a unor impurități la topirea zonară a staniului" (M. Marone — Centrul de cercetări metalurgice-Torino).

— „Prepararea metalelor cu un înalt grad de puritate cu ajutorul depunerii chimice din fază gazoasă" (P. M. Strocchi-CNR-Grupul de cercetări asupra tehnologiei materialelor).

— „Prepararea cadmiului de înaltă puritate (0,999999) cu ajutorul distilării sub vid" (M. Marone — Centrul de cercetări metalurgice-Torino).

Secția electrochimie

— „Nou procedeu de tratament superficial pentru titan și aliajele sale" (R. Piontelli-Institutul de electrochimie, chimie fizică și metalurgie-Politehnica din Milano).

— „Reactivitatea tricristalelor metalice în condiții variabile de atac și în condiții electrochimice controlate" (P. Spinedi — Institutul de metalurgie — Universitatea din Bologna).

— „Distrugerea prin „coroziune sub sarcină" a tuburilor de alamă amiral dintr-un condensator pentru o centrală termică" (P. Fracchia-Societatea Tonolli-Milano).

— „Determinarea coulombometrică a oxidului de zinc și de plumb" (A. Salata — Centrul de cercetări metalurgice-Torino).

— „Contribuția metalografiei la studierea unor fenomene de coroziune observate în țevile de condensatori din aliaj de cupru" (E. Galletto — E. N. E. L. — D. C. T. N.).

— „Depunerea aliajelor metalice prin reducere cu hipofosfit" (P. Cavalotti — Institutul de electrochimie, chime fizică și metalurgie — Politehnica din Milano).

— „Comportarea electrochimică a aliajelor zinc-mercur în diverși electroliți" (A. Bianchini-Centrul de cercetări metalurgice-Torino).

— „Cercetări asupra straturilor de oxid anodic obținut pe aluminiu poli- și monocristalin din băile sulfaminice" (A. La Vecchia — Politehnica din Milano).

— „Studiul preparării pulberii de cupru prin metoda electrolitică" (G. Baralis-Centrul de cercetări metalurgice-Torino).

Simpozion asupra sărurilor topite

— „Cercetări în tehnica cinematografică ultrarapidă asupra degajării electrodice de gaz din sărurile topite și din soluțiile apoase" (R. Piontelli — Institutul de electrochimie, chimie fizică și metalurgie — Politehnica din Milano).

— „Studiu asupra proprietăților de transport în nitrații topiți. Conductibilitatea electrică, mobilitatea ionică și coeficienții de autodifuzie ai amestecurilor binare de nitrați monovalenți" (S. Forcheri — CCR Euratom-Ispra).

— „Cercetări asupra comportării electrodice a sodiului în băile de săruri topite" (Institutul de electrochimie, chimie fizică și metalurgie-Politehnica din Milano).

— „Măsurarea forței electromotoare în termopilele constituite din săruri topite. Primele măsuri asupra termopilelor cu săruri în stare solidă" (C. Sinistri-Institutul de chimie fizică al Universității-Pavia).

— „Comportarea electrochimică a fierului în fluoruri alcaline topite" (S. Pizzini — CCR Euratom — Ispra).

— „Polarografia oscilografică în amestecuri de nitrați alcalini topiți" (M. Francini CCR Euratom - Ispra).

Secția tehnologie

— „Cercetări actuale asupra aliajelor neferoase ce conțin nichel și în domeniul nichelării" (C. Galletto - Internațional Nichel Ltd., Londra-Milano).

— „Criterii informative pentru o nouă aplicare a turnării și laminării continue a lingourilor mari de zinc" (F. Gnesotto-Monteponi - Montevecchio - Porto Marghera).

— „Tehnologia de fabricație a semiproduselor din materiale sinterizate aluminiu — alumină (SAP)" (F. Bertazzolli-Societatea Montecatini Edison-Feltre; C. Belvedere — Institutul experimental de metale ușoare - Novara; W. Buergers CCR Euratom-Ispra).

— „Caracteristicile și aplicațiile materialelor metalice compuse" (I. Visconti-Institutul de tehnologie - Politehnica din Napoli).

— „Laminarea directă a granulelor și pulberilor de metale neferoase" (A. Malvezzi — Centrul de cercetări metalurgice-Torino).

— „Rezistența la coroziune atmosferică a zincului și aplicațiile sale" (E. Varody — Institutul italian de plumb și zinc — Milano).

— „Contribuția la prelucrarea plastică a metalelor la viteze mari" (P. Dettin — Institutul experimental de metale ușoare — Milano, Novara).

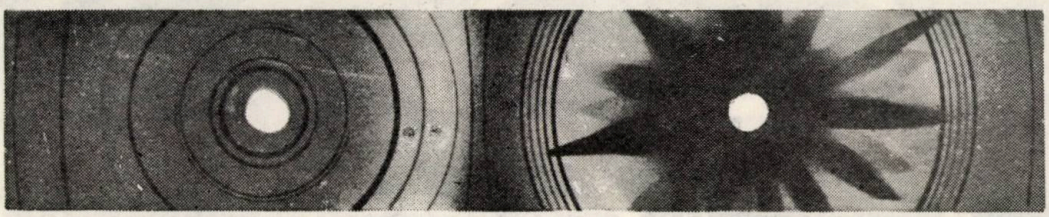
— „Aplicarea turnării și laminării continue pentru producerea sîrmelor de cupru" (I. Properzi — Societatea Continuus-Milano).

— „Caracteristicile unui cuptor modern cu atmosferă controlată, pentru tratamentul laminatelor de aluminiu" (I. Montevecchi-Sfeat-Milano).

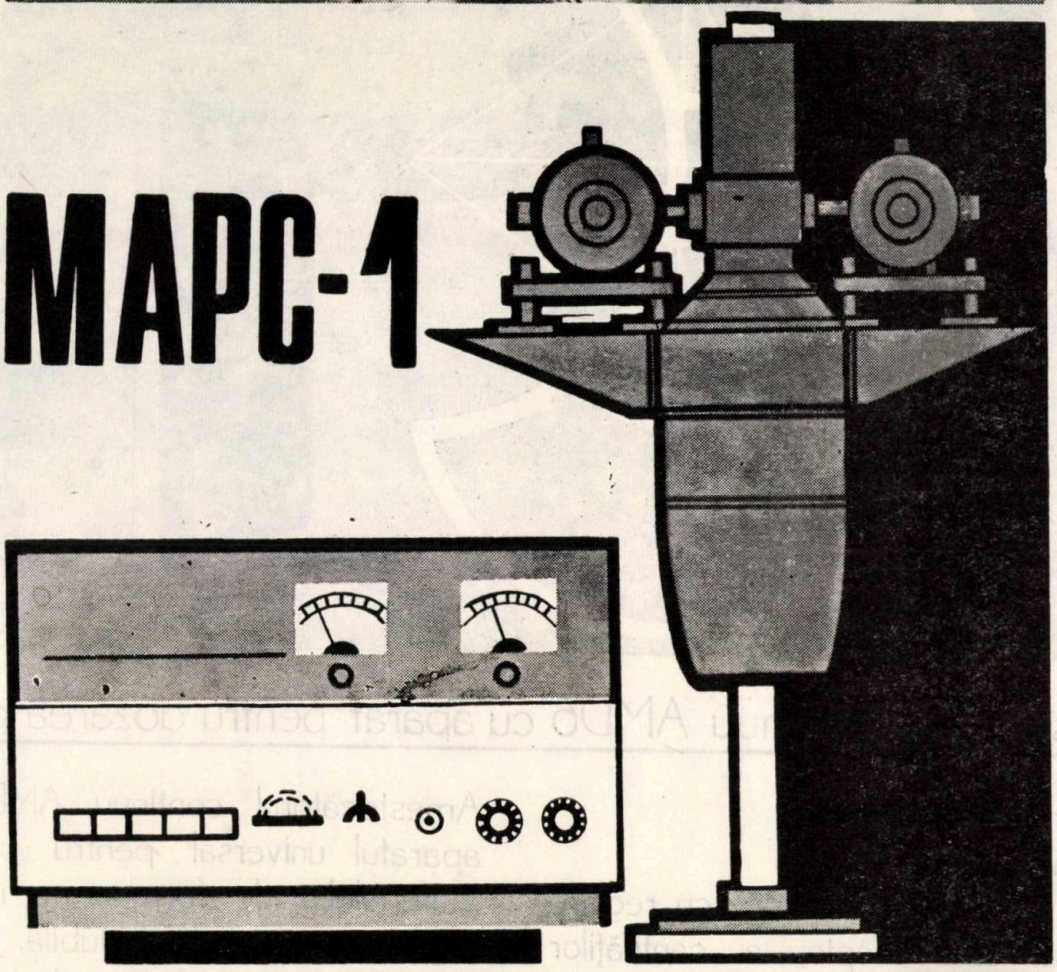
— „Cuptoare cu inducție de mare capacitate cu încălzire combinată pentru topirea șpanului de aluminiu" (E. Calamari-Electrometalurgia-Calamari-Milano).

Ing. *A. Prolopopescu*

Techsnabexport



MAPC-1

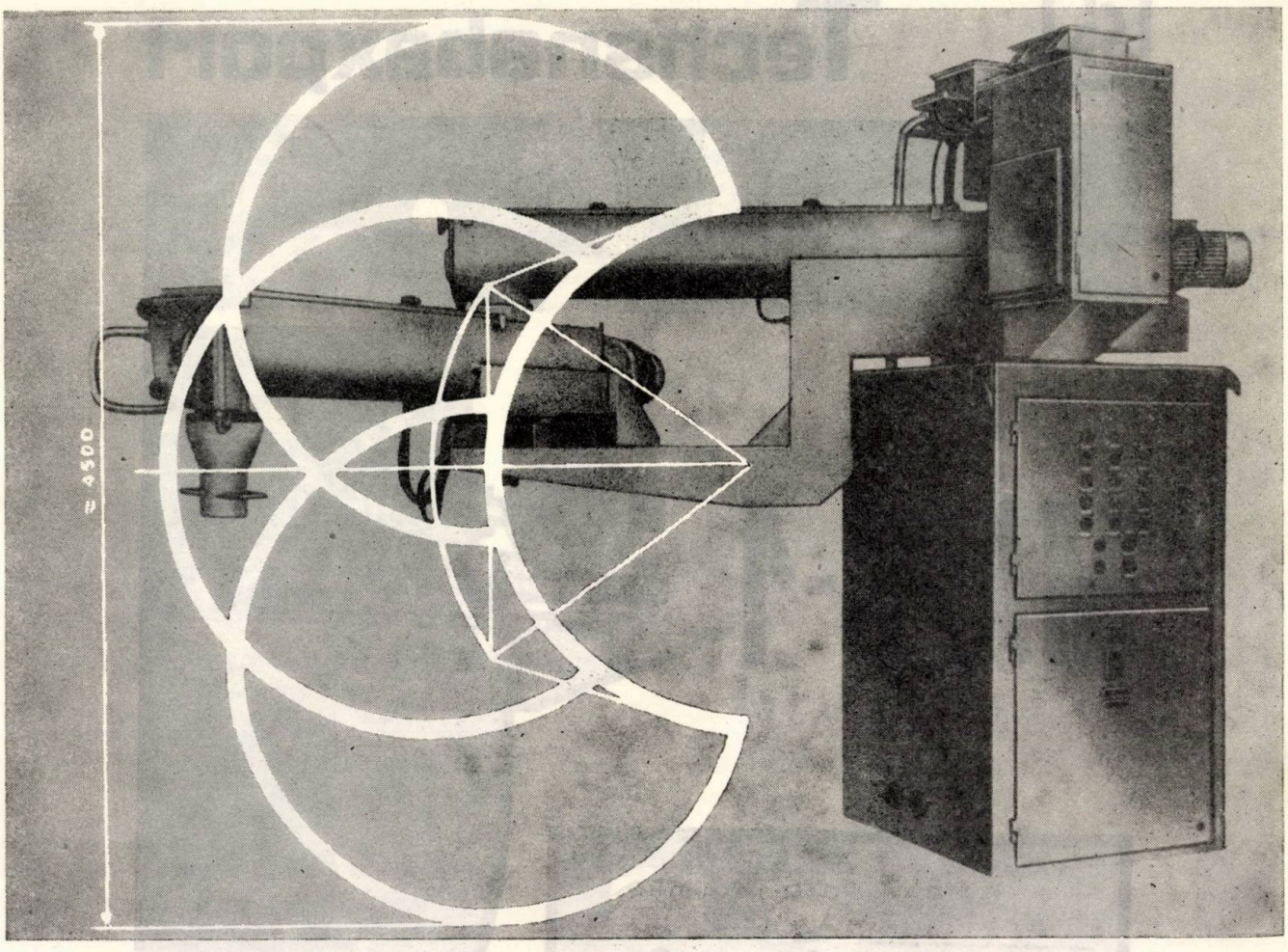


APARAT ROENTGEN PENTRU ANALIZĂ STRUCTURALĂ CU AJUTORUL METODEI FOTOGRAFICE MARS-I

— funcţionează cu tub Roentgen, dezlipit, cu microfocar;
— nu necesită răcire cu apă;
— tensiunea la anodul tubului se modifică de la 4 pînă la 4,5 V, la un curent pînă la 450 A;
— gabarit şi greutate mică

Pentru comenzi a se adresa: VK TECHSNABEXPORT.
Moscova G-200, U.R.S.S.
Telefon: 44-32-85 Telex: 974

PUBLICOM



Amestecător continuu AMD6 cu aparat pentru dozarea pulberii

Funcţionare continuă
Comandă automată
Pompe speciale de dozare cu reglare continuă, fără trepte, a cantităţilor debitate
Amestecători melcaţi interschimbabili
Domeniu larg de basculare
Productivitate 4,5 t|h

Amestecătorul continuu AMD6 este aparatul universal pentru pregătirea materialelor de formare, a nisipurilor argiloase cu sticlă solubilă, a nisipurilor de ciment şi a materialelor de formare utilizabile pentru executarea miezurilor mari şi a formelor voluminoase.

VEB GIESSEREIANLAGEN

7034 LEIPZIG. GERHARD—ELLROTH—STRASSE D. D. R.

Telefon: 80.841 Telex: 05135

INFORMAŢII

Ambasada R.D.G. în R. S. România
Reprezentanţa Comercială, Bucureşti
Calea Dorobanţilor 14

INVEST EXPORT

Comerţul interior şi exterior german
D.D.R.-108 Berlin, Taubenstrasse 7/9
Telefon: 22.05.0 Telex: 011 2695 diaie dd

PUBLICOM

Techsnabexport

Difractometru Roentgen DRON-I

— aparat universal pentru:

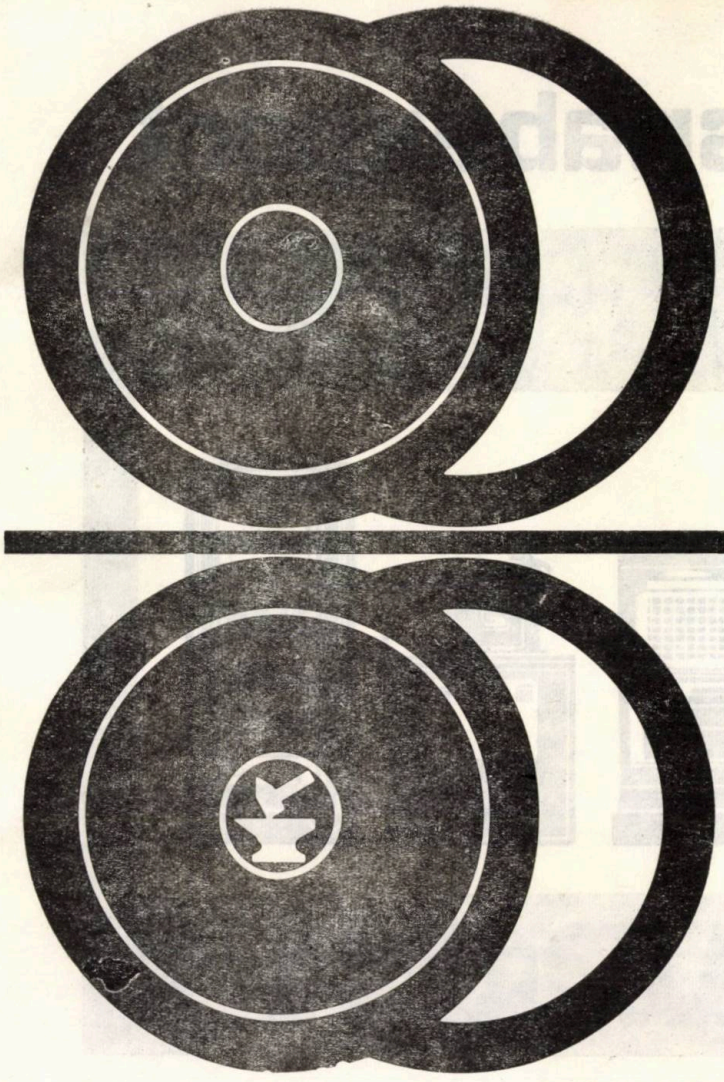
- **analiză generală Roentgen a structurii;**
- **cercetarea monocristalelor și a texturii;**
- **determinarea unghiurilor de tăiere a plăcilor monocristaline**

— poate funcționa în camere cu temperaturi ridicate sau coborîte;

— prezintă o înaltă precizie a măsurării unghiurilor de difracție.

Pentru comenzi a se adresa: Moscova G - 200, U.R.S.S. ★ Telefon: 44-32-85 ★ Telex: 974

PUBLICOM



O instalaţie de laminare a sîrmei cu productivitate mare şi volum scăzut de investiţii

A fi pregătit pentru cerinţele de viitor înseamnă a face investiţii raţionale şi de perspectivă. Noua noastră instalaţie de laminare a sîrmei, dispusă în bloc, se numără printre cele mai moderne echipamente din lume în acest domeniu şi asigură rezolvarea economică optimă a problemei de fabricare a sîrmei laminate. Instalaţia propriu-zisă de laminare constă din 11 unităţi similare de laminare, dispuse sub un unghi de 45°, care pot fi schimbate. Avantajul deosebit al acestui sistem de construcţie constă în atingerea unor viteze de laminare pînă la 60 m/s, în toleranţele restrînse obţinute la produsele finite şi în timpii scurţi necesari schimbării programului de laminare. Sînt remarcabile cheltuielile reduse de investiţii, obţinute prin reducerea dimensiunilor echipamentului de laminare, fapt care are ca rezultat şi micşorarea suprafeţei necesare procesului de producţie.

Pentru instalaţii noi de laminare sau pentru reconstruirea eficientă a celor existente, agregatul nostru finisor pentru laminarea sîrmei, de mare productivitate, este o investiţie rentabilă şi sigură.

Rugăm a cere material informativ pe baza indicelui A 40/68.

VEB SCHWERMASCHINENBAU ERNST THÄLMANN,
DDR — 3011 MAGDEBURG

Informaţii prin:
Ambasada R.D.G. în R.S. România
Secţia Comercială
TKB INVEST EXPORT
Bucureşti, Calea Dorobanţilor, 14

PUBLICOM

INVEST EXPORT

DEUTSCHER INNEN- UND AUSSENHANDEL
DDR — 108 Berlin,
Taubenstrasse 7—9
Telegramm : DIAINVESTA
Telex : 011 2695 diaie dd
Republica Democrată Germană

ORSZÁGOS MŰSZAKI GYVTÁRAK DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONTJA 1883

MUNCITORI SI TEHNICIENI,

PRIN SEPARAREA NEFEROASELOR DE FEROASE, PRIN ORGANIZAREA LA LOCUL DE MUNCĂ A STRÎNGERII DEŞEURILOR METALICE PE SORTIMENTE, CONFORM STANDARDELOR, CONTRIBUIŢI LA REALIZAREA UNOR OŢELURI DE CALITATE SUPERIOARĂ. PREDAŢI METALELE VECHI ŞI DEŞEURILE METALICE LA DEPOZITELE ÎNTREPRINDERII PENTRU COLECTAREA METALELOR

INDUSTRIALĂ DE STAT

CARBOCHIM CLUJ

Piața 1 Mai nr. 3
Telefon: 1-22-06 Telex: 031 233

Produce:
Corpuri abrazive
Abrazivi pe suport
Electrozi siderurgici
Electrozi de baterii
Pastă de electrozi
Electrocorindon normal
Electrocorindon nobil
Carbură de siliciu

1988 SOE 1

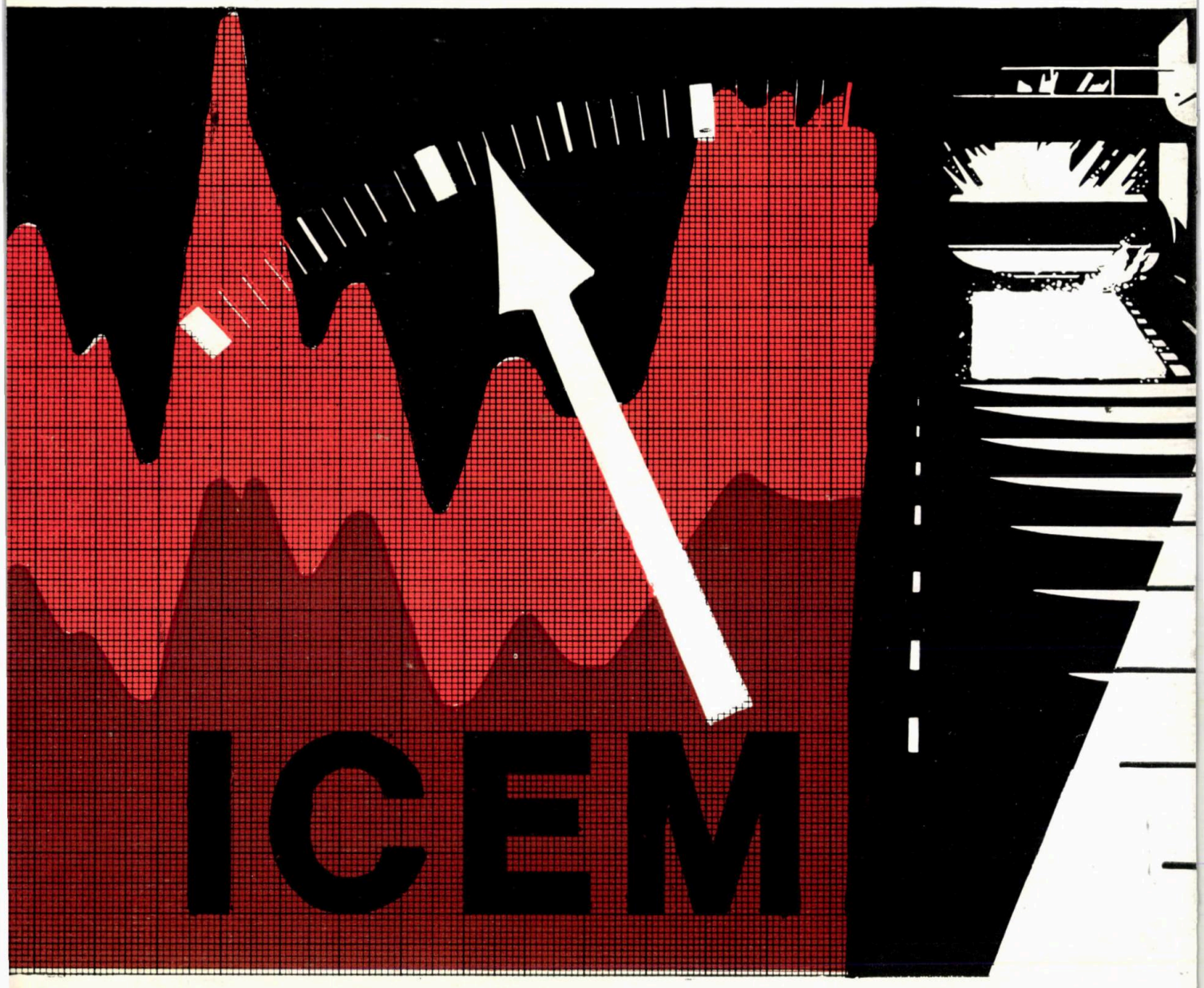
E3280

METALURGIA

6

METALURGIA ● BUCUREȘTI ● ANUL XX ● NR. 6 ● IUNIE 1968

INSTITUTUL DE CERCETĂRI METALURGICE



- **DOTAT** cu utilaj și aparatură modernă, execută cercetări științifice în domeniile: fonte, oțeluri și prelucrările lor, utilizarea rațională a oțelurilor, aliaje neferoase, coroziune, metalurgia pulberilor, cocs,semicocs, termotehnică metalurgică, cercetări matematice și economice în metalurgie etc.
- **EFECTUEAZĂ** cercetări tehnologice pe bază de contract, expertize metalografice, laminări de diferite produse, încercări fizico-mecanice, analize chimice, măsurări electronice și cu radiații nucleare ale mărimilor caracteristice în siderurgie etc.
- **LIVREAZĂ** diverse produse rezultate în stații pilot, oțeluri, aliaje neferoase, pulberi metalice, șpanuri etalon etc.

BUCUREȘTI, STR. MEHADIEI NR.39, SECTORUL 7
TELEFON: 17.00.70-TELEX: 369

I. P. „Informația" — c. 5249

METALURGIA

Anul 20 nr. 6 iunie 1968

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Istodor V.: **Schimbul de căldură în procesul de dezgheţare a minereului de fier cu panouri radiante** 323

Draschan O., Tripşa I., Viskariov A. F. şi *Iavoiskii V. I.*: **Influenţa concomitentă a temperaturii, bazicităţii zgurei şi conţinutului de FeO din zgură, asupra procesului de oxidare a fosforului la suflarea fontei cu oxigen** 328

Adăscăliţei A.: **Metoda de calcul al calibraţiilor şi al vitezelor pentru reductorul-alungitor la cald cu caje cu acţionare independentă.** 331

Wanyorek C.: **Procedeu brevetat pentru formarea şi turnarea pieselor importante de conformaţie geometrică complicată** 335

Lăzărescu E., Ungureanu T., Nistor Elena, Pînzaru V. şi *Bohosievici N.*: **Comportarea ţevilor sudate la eroziunea cavitaţională** 339

REALIZĂRI TEHNICE

Tăutu G.: **Determinarea iodometrică prin combustie a sulfului din fonte şi oţeluri** 343

Binder M.: **Observaţii privind practica cromării dure** 345

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Oprea Fl. şi *Moldovan P.*: **Consideraţii privind repartiţia cuprului şi a plumbului la topirea aglomeratelor cupro-plumboase în cuptorul Water Jacket** 347

Orăscu Ş.: **Cercetarea operaţională în industria siderurgică.** 354

Bereczky T. şi *Grünwald E.*: **Zincarea electrolitică în băi alcaline fără cianuri** 358

PROTECŢIA MUNCII

Fota M.: **Prevenirea accidentelor la lucrările de tăiere cu plasmă a metalelor** 360

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Spleiss Ecaterina: **Fonte rezistente la temperaturi ridicate, aliate cu aluminiu** 362

Reinhorn Gabriela: **Problema comportării cocsului la temperatura din furnal** 366

INFORMĂRI DIN INTREPRINDERI

Chindler N.: **Consideraţii privind automatizarea procesului analitic în siderurgie (II).** 369

Tătar I.: **Călirea superficială prin încălzire cu curenţi de inducţie a ghidajelor batiurilor de maşini-unelte** 371

CRONICĂ 373

RECENZII 377

REVISTA REVISTELOR 380

COMITETUL DE REDACȚIE

M. ALEXANDRU, C. DRAGOMIR, T. DUMITRESCU C. HERTL, GH. ILIN, N. MURGULEȚ, I. NIȚĂ P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, MARIA ROȘIANU, D. STĂNESCU, N. SÎRBU, L. SOFRONI, A. ȘERBAN, CL. ȘTEFĂNESCU, I. TRIPȘA, T. ȚECU, P. WECHSLER

Redactor responsabil: L. SOFRONI
Redactor: MARIA SAVU

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, Str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon: 16.04.22 Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la Administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament: 022001 B.N. a Republicii Socialiste România — Sectorul 1. M.I.M. — Oficiul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc. c. 5356

„Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.P. nr. 560/426/966".

42 406

CONTENTS

DC 669. 162.12 : 536.24

Istodor V. : **Heat exchange during defrosting process of oxygen iron ore with radiant panels.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 323–327

DC 669. 18 : 662. 611. 25

Draschan O., Tripșa I., Viskariov A. F. and *Iavoiskii V.I.* : **Simultaneous influence of temperature, slag, basicity and FeO content of slag on phosphorus oxydation during blowing of iron.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 328–330

DC 621. 771. 2. 073. 8

Adăscăliței A. : **Calibration and speed estimation method for stretch-reducing stands with independent drive.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 331–334

DC 621. 74

Wanyorek C. : **Patended method for moulding and casting of main parts with complex geometrical configuration.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 335–338

DC 621. 774. 21 : 620. 193. 16

Lăzărescu E., Ungureanu T., Nistor Elena, Pinzaru V. and *Bohosievici N.* : **Welded tube behaviour against cavitational erosion.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 339–342

DC 669. 11 : 543. 242. 3 : 546. 22

Tăutu G. : **Iodometric dosage of sulphur by combustion in iron and steel.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 343–344

DC 669. 268. 7

Binder M. : **Observations regarding hard chrome plating.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 345–346

DC 622.343/.344 :622.788 :669.3./4

Oprea Fl. and *Moldovan P.* : **Considerations regarding copper and lead distribution during copperlead agglomerate melting in Water Jacket furnaces.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 347–353

DC 669 : 519. 2

Orăscu Ș. : **Operational research in the iron and steel industry.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 354–357

DC 669. 587

Bereczky T. and *Grünwald E.* : **Electrolytic zinc plating in alkaline baths without cyanides.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 358–359

DC 621. 791. 947. 55 : 614. 8

Fota M. : **Accident prevention during plasma cutting of metals.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 360–361

DC 669. 15'71 – 196 : 669. 13. 018. 45

Spleiss Ecaterina : **Elaboration and casting of alluminium high-alloyed steel.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 362–365

DC 669.162.16

Reinhorn Gabriela : **Problems of coke behaviour at blast furnace temperatures.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 366–368

DC 669.1–52

Chindler N. : **Considerations regarding analysis automation in siderurgy.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 369–370

DC 621. 9 – 216. 63 : 621. 785. 6 : 621. 3. 023

Tătar I. : **Induction case hardening of frame guidings for machine tools.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 371–372

INHALTSVERZEICHNIS

DK 669. 162. 12 : 536. 24

Istodor V.: **Wärmeaustausch im Auftauverfahren von Eisenerz mit Strahlplatten.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 323–327

DK 669. 18 : 662. 611. 25

Draschan O., Tripşa I., Viskariov A. F. und *Iavoiskii V. I.*: **Gleichzeitiger Einfluss von Temperatur, Schlackenbasizität und FeO Gehalt der Schlacke auf das Phosphoroxydationsverfahren während des Sauerstoffaufblasens von Roheisen.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 328–330

DK 621. 771. 2. 073. 8.

Adăscăliţei A.: **Rechnungsmethode der Kalibrierungen und Geschwindigkeiten für Dehn-Reduzierwarmwalzwerk mit selbstständigem Antrieb des Gerüstes.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 331–334

DK 621.74

Wanyorek C.: **Patentverfahren für Formen und Guss von Grundteilen mit vielfältiger geometrischer Gestaltung.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 335–338

DK 621. 774. 21 : 620. 193. 16

Lăzărescu E., Ungureanu T., Nistor Elena, Pinzaru V. und *Bohosievici N.*: **Verhalten der Schweissröhren gegenüber der Kavitationserosion.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 339–342

DK 669. 11 : 543. 242. 3 : 546. 22

Tăutu G.: **Iodometrische Bestimmung durch Verbrennung von Schwefel in Stahl und Eisen.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 343–344

DK 669. 268. 7

Binder M.: **Berücksichtigungen über Hartverchromungspraxis.**

Metalurgia 20 (1968), nr 6, p. 345–346

DK 622.343/.344 :622.788 :669.3/.4

Oprea Fl. und *Moldovan P.*: **Berücksichtigungen über Kupfer- und Bleiverteilung während des Schmelzens von Kupfer- Bleikonzentrat im WaterJacket Ofen**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 347–353

DK 669 : 519. 2

Orăscu Ş.: **Operationsuntersuchungen in der metallurgischen Industrie.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 354–357

DK 669.587

Bereczky T. und *Grünwald E.*: **Elektrolytische Verzinkung in alkalischen Bädern ohne Zyaniden.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 358–359

DK 621. 791. 947. 55 : 614. 8

Fota M.: **Umfallvermeidung bei Metallschneiden mit Plasma.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 360–361

DK 669. 15'71 – 196 : 669.13.018. 45

Spleiss Ecaterina: **Erzeugung und Guss von hochaluminiumlegiertem Stahl.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 362–365

DK 669.162.16

Reinhorn Gabriela: **Fragen des Koksverhaltens im Hochofentemperaturgebiet.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 366–368

DK 669.1–52

Chindler N.: **Berücksichtigungen über Automatisierung des Analysierungsverfahrens in der Eisen- und Stahlindustrie.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 369–370

DK 621.9 – 216.63 : 621.785.6 : 621.3.023

Tătar I.: **Induktionoberflächenhärtung der Gestellführungen für Werkzeugmaschienen.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 371–372

SOMMAIRE

CD 669.162. 12 : 536. 24

Istodor V. : **L'échange de chaleur dans le processus de dégèlement du minerai de fer à l'aide des panneaux radiants.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 323–327

CD 669. 18 : 662. 611. 25

Draschan O., Tripșa I., Viskariov A. F. et *Iavoiskii V. I.* : **L'influence concomitante de la température, de la basicité du laitier et de la teneur en FeO contenu dans le laitier sur le processus d'oxydation du phosphore lors du soufflage à oxygène de la fonte.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 328–330

CD 621. 771. 2. 073. 8

Adăscăliței A. : **Méthode de calcul des calibrages et des vitesses pour le réducteur-étireur à chaud, à cage à commande indépendante.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 331–334

CD 621. 74

Wanyorek C. : **Procédé breveté pour le moulage et la coulée des pièces importantes à conformation géométrique compliquée.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 335–338

CD 621. 774. 21 : 620. 193. 16

Lăzărescu E., Ungureanu T., Nistor Elena, Pînzaru V. et *Bohosievici N.* : **Le comportement des tubes soudés à l'érosion cavitationnelle.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 339–342

CD 669. 11 : 543. 242. 3 : 546. 22

Tăutu G. : **La détermination iodométrique par combustion du soufre dans les fontes et les aciers.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 343–344

CD 669. 268. 7

Binder M. : **Observations sur la pratique du chromage dur.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 345–346

CD 622.343/.344 :622.788 :669.3/.4

Oprea Fl. et *Moldovan P.* : **Considérations sur la répartition du cuivre et du plomb des agglomérats soumis à la fusion dans le four Water Jacket.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 347–353

CD 669 : 519. 2

Orăscu Ș. : **La recherche operationnelle dans l'industrie siderurgique.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 354–357

CD 669. 587

Bereczky T. et *Grünwald E.* : **Le zincage électrolytique dans les bains alcalins sans cyanures.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6. p. 358–359

CD 621. 791. 947. 55 : 614. 8

Fota M. : **Comment prévenir les accidents lors du coupage à plasma des métaux.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 360–361

CD 669. 15'71 –196 : 669. 13. 018. 45

Spleiss Ecaterina : **Fontes résistantes aux hautes températures alliées à l'aluminium.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 362–365

CD 669.162.16

Reinhorn Gabriela : **Le problème du comportement du coke à la température des hauts fourneaux**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 366–368

CD 669.1–52

Chindler N. : **Considérations sur l'automatisation du processus analytique dans la sidérurgie (II).**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 369–370

CD 621. 9 – 216. 63. 621. 785. 6 : 621. 3. 023

Tătar I. : **La trempe superficielle, par courants d'induction, des guidages des bâtis des machines-outils.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 371–372

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 669.162.12 : 536.22

Истодор В.: **Теплообмен в процессе размораживания железных руд при помощи излучающих щитов**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 323–327

ДК 669.18 : 662.611.25

Драскхан О., Трипша И., Вишкарев А. Р. и Явойский В. И.: **Одновременное влияние температуры, основности шлака и содержания в нем FeO, на процес окисления фосфора при продувке чугуна кислородом**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 328–330

ДК 621.771.2.073.8

Адэскэлицей А.: **Метод расчета калибровок и скоростей для редукционновытяжного стана горячей прокутки с независимым приводом клетей**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 331–334

ДК 621.74

Ваншорек К.: **Патентованный способ для формования отливки ответственных деталей с комплексным геометрическим очертанием**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 335–338

ДК 621.774.21 :620.193.16

Лэзэреску Е., Унгуреану Т., Нистор Елена, Пынзару В. и *Богосиевич Н.:* **Поведение сварных труб в условиях кавитационной эрозии**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 339–342

ДК 669.11 :543.242.3 : 546.22

Тэуту Г.: **Иодометрическое определение путем сжигания серы в чугуне и стали**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 343–344

ДК 669.268.7

Биндер М.: **Замечания о практике твердого хромирования**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 345–346

ДК 622.343/.344 :622.788 :669.3/.4

Опря Ф. и *Молдован П.:* **Соображения касающиеся распределения меди и свинца при плавке медно-свинцовых агломератов в ватержакетной печи**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 347–353

ДК 669 : 519.3

Орэску Ш.: **Операционное исследование в металлургической промышленности**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 354–357

ДК 669.587

Берецкий Т. и *Грюнвалд Е.:* **Электролитическое оцинкование в безцианидных щелочных ваннах**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 358–359

ДК 621.791.947.55 : 614.8

Фота М.: **Предупреждение несчастных случаев при плазманном резании металлов**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 360–361

ДК 669.15/71–196 : 669.13.018,45

Сплейсс Екатерина: **Термостойкие чугуны, легированные алюминием**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 362–365

ДК 669·162.16

Районгорн Габриелла: **Вопрос поведения кокса при температуре доменной печи.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 366–368

ДК 669.1–52

Киндлер Н.: **Соображения касающиеся автоматизации аналитического процесса в черной металлургии**

Metalurgia 20. (1968), nr. 6, p 369–370

ДК 621.9–216.63 : 621. 785.6 : 621.3.023

Тэтар И. **Индукционная поверхностная закалка направляющих для металлообрабатывающих станков**

Metalurgia 20 (1968), nr. 6, p. 371–372

METALURGIA

ANUL 20
Nr. 6
IUNIE
1968
BUCUREȘTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR ȘI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1963

STUDII ȘI CERCETĂRI

Schimbul de căldură în procesul de dezgheţare a minereului de fier, cu panouri radiante

Ing. V. ISTODOR
IPROMET

CZ 669.162.12 : 536.24

În revista Metalurgia nr. 3 din 1966 au fost expuse procedeele pentru încălzirea minereului îngheţat şi calculul instalaţiei de încălzire cu panouri radiante folosind metoda diferenţelor finite.

Articolul de faţă caută să lămurească problema propagării căldurii în masa de minereu de fier îngheţat şi găsirea unor relaţii matematice pe baza datelor experimentale.

Pentru aceasta s-au introdus următoarele ipoteze simplificatoare :

a) Procesul dezgheţării minereului poate fi considerat ca încălzirea unei plăci indefinite, de grosime δ, cu feţele plane, paralele, avînd coeficientul de difuzivitate de temperatură :

$$a = \frac{\lambda}{c\gamma} \ [\mathrm{m^2/h}], \qquad (1)$$

în care : λ este coeficientul de conducţie termică, kcal/mh grd ;
c — căldura specifică, în kcal/kg grd ;
γ — greutatea specifică medie în vrac a stratului de minereu, kg/m³.

b) Faţa $y_0 - y_0$ (fig. 1) este supusă unui flux constant de căldură prin radiaţie q_0 (kcal/m² h) ;

c) Faţa $y_1 - y_1$ este supusă unui flux de căldură prin convecţie q_1 variabil, determinat de coeficientul de transmisie prin convecţie α_i (kcal/m²h) de la aer la suprafaţa plăcii şi de diferenţa temperaturilor t_i a mediului ambiant şi $t\ (\delta, \tau)$ a feţei $y_1 - y_1$.

d) Se presupune că scurgerea de căldură prin placă se face paralel cu axa Ox deci cîmpul de temperatură nu depinde decît de coordonata x ;

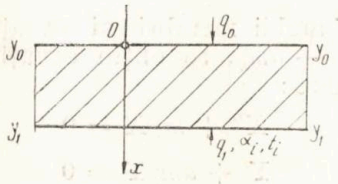


Fig. 1

e) Temperatura minereului pe feţele $y_0 - y_0$ şi $y_1 - y_1$ va varia continuu, deci propagarea căldurii se va face la un regim nestaţionar.

Dacă se notează cu t_0 temperatura iniţială a minereului de fier, condiţiile de integrare sînt :

— condiţia iniţială :

$$t(x, 0) = t_0 = \text{constant} ; \qquad (2)$$

— condiţiile la limită :

$$\lambda\left(\frac{\partial t}{\partial x}\right)_{x=0} + q_0 = 0 \qquad (3)$$

$$\lambda\left(\frac{\partial t}{\partial x}\right)_{x=\delta} - \alpha_i[t_i - t(\delta, \tau)] = 0$$

Ecuaţia conducţiei prin placă este :

$$\frac{\partial t(x, \tau)}{\partial \tau} = a\frac{\partial^2 t(x, \tau)}{\partial x^2} \qquad (4)$$

Se pune pentru simplificare:

$$t(x, \tau) - t_i = U(x, \tau)$$
$$t_0 - t_i = U\ (x, 0) = \text{constant} \qquad (5)$$
$$t(\delta, \tau) - t_i = U(\delta, \tau),$$

şi atunci condiţiile de integrare devin:

— condiţia iniţială:

$$U(x, 0) = U_0 = \text{constant}; \qquad (6)$$

— condiţiile la limită:

$$-\lambda\left(\frac{\partial u}{\partial x}\right)_{x=0} = q_0$$
$$-\lambda\left(\frac{\partial u}{\partial x}\right)_{x=\delta} = \alpha_i U(\delta, \tau), \qquad (7)$$

iar ecuaţia căldurii:

$$\frac{\partial u(x, \tau)}{\partial \tau} = a\frac{\partial^2 u(x, \tau)}{\partial^2 x^2} \qquad (8)$$

Pentru a găsi expresia soluţiei căutate se foloseşte metoda separării variabilelor.

Soluţia va fi reprezentată sub forma produsului

$$U(x, \tau) = X(x)\, Y(\tau) \qquad (9)$$

cu care ecuaţia (8) devine:

$$\frac{Y'}{Y} = a\frac{X''}{X} \qquad (10)$$

Egalînd ambii membri ai ecuaţiei (10) cu constanta $-am_k^2$, se obţin ecuaţiile diferenţiale ordinare:

$$X'' + m_k^2 X = 0$$
$$Y' + am_k^2 Y = 0$$

cu soluţiile:

$$X = A_k \cos m_k x + B_k \sin m_k x,$$

pentru $m_k = 0$,

$$X = A + Bx$$
$$Y = 1$$

unde A_k, B_k, A şi B sînt coeficienţi, care urmează a fi determinaţi.

Soluţia generală a ecuaţiei este suma soluţiilor particulare

$$U(x, \tau) = A + Bx + \sum (A_k \cos m_k x + B_k \sin m_k x)\, e^{-m_k^2 a\tau} \qquad (11)$$

Introducînd soluţia (11) în condiţiile la limită (7) se găseşte:

pentru $x = 0$

$$-\lambda(B + \sum m_k B_k e^{-m_k^2 a\tau}) = q_0$$

pentru $x = \delta$

$$-\lambda[B + \sum m_k(-A_k \sin m_k \delta + B_k \cos m_k \delta)] =$$
$$= \alpha_i[A + B\delta + \sum (A_k \cos m_k \delta + B_k \sin m_k \delta)]$$

De unde:

$$-\lambda B = q_0$$
$$-\lambda B = \alpha_i (A + B\delta)$$
$$-\lambda m_k B_k = 0$$
$$-\lambda m_k (-A_k \sin m_k \delta + B_k \cos m_k \delta) =$$
$$= \alpha_i (A_k \cos m_k \delta + B_k \sin m_k \delta)$$

Din primele două relaţii rezultă:

$$B = -\frac{q_0}{\lambda} \text{ şi } A = q_0\left(\frac{1}{\alpha_i} + \frac{\delta}{\lambda}\right) \qquad (12)$$

iar din ultimele două

$$B_k = 0 \text{ deoarece } \lambda \neq 0 \text{ şi } m_k \neq 0,$$
$$\operatorname{tg} m_k \delta = \frac{\alpha_i}{\lambda m_k}, \text{ deoarece } A_k \neq 0 \qquad (13)$$

Punînd:

$$m_k \delta = Z_k$$
$$\frac{\alpha_i \delta}{\lambda} = B_i \text{ (criteriul Biot)} \qquad (14)$$
$$\frac{a\tau}{\delta^2} = F_0 \text{ (criteriul Fourier)}$$

şi înlocuind pe (12) şi (13) în relaţia (11) soluţia generală a ecuaţiei va fi:

$$U(x, \tau) = \frac{q_0}{\alpha_i}\left[1 + B_i\left(1 - \frac{x}{\delta}\right)\right] + \sum A_k \cos z_k \frac{x}{\delta}\, e^{-z_k^2 F_0} \qquad (15)$$

Pentru $\tau = 0$

$$U(x, 0) = U_0 = \frac{q_0}{\alpha_i}\left[1 + B_i\left(1 - \frac{x}{\delta}\right)\right] + \sum A_k \cos z_k \frac{x}{\delta} = 0 \qquad (16)$$

Dacă se notează:

$$U_0 - \frac{q_0}{\alpha_i}\left[1 + B_i\left(1 - \frac{x}{\delta}\right)\right] = \varphi(x) \qquad (17)$$

atunci:

$$\varphi(x) = \sum A_k \cos z_k \frac{x}{\delta} \qquad (18)$$

Relaţia (18) este o serie Fourier; în consecinţă

$$A_k = \frac{\int_0^\delta \varphi(x) \cos Z_k \frac{x}{\delta}\, dx}{\int_0^\delta \cos^2 Z_k \frac{x}{\delta}\, dx} \qquad (19)$$

Ținînd seama de (17) și (13)

$$A_k = \frac{\int_0^{\delta}\left\{u_0 - \frac{q_0}{\alpha_i}\left[1 + B_i\left(1 - \frac{x}{\delta}\right)\right]\right\}\cos z_k \frac{x}{\delta}\,dx}{\int_0^{\delta}\cos^2 Z_k \frac{x}{\delta}\cdot dx} =$$

$$= 2B_i\left[M_0 \frac{\sqrt{Z_k^2 + B_i^2}}{Z_k(Z_k^2 + B_i^2 + B_i)} - \right.$$

$$\left. - q_0 \frac{Z_k^2 + B_i^2}{Z_k^2(Z_k^2 + B_i^2 + B_i)}\right] \qquad (20)$$

Înlocuind pe (20) în (15) și ținînd seama de (5)

$$t(x, \tau) = t_i + \frac{q_0}{\alpha_i}\left[1 + B_i\left(1 - \frac{x}{\delta}\right)\right] -$$

$$- 2B_i\left[(t_i - t_0)\sum_{k=1}^{\infty}\frac{\sqrt{Z_k^2 + B_i^2}}{Z_k(Z_k^2 + B_i^2 + B_i)}\cos z_k \frac{x}{\delta}\, e^{-Z_k^2 F_0} + \right.$$

$$\left. + \frac{q_0}{\alpha_i}\sum_{k=1}^{\infty}\frac{Z_k^2 + B_i^2}{Z_k^2(Z_k^2 + B_i^2 + B_i)}\cos z_k \frac{x}{\delta}\, e^{-Z_k^2 F_0}\right], \qquad (21)$$

sau:

$$\frac{1}{2B_i}\left\{\frac{q_0}{\alpha_i(t_i - t_0)}\left[1 + B_i\left(1 - \frac{x}{\delta}\right)\right] - \frac{t(x, \tau) - t_i}{t_i - t_0}\right\} =$$

$$= \sum_{k=1}^{\infty}\frac{\sqrt{Z_k^2 + B_i^2}}{Z_k(Z_k^2 + B_i^2 + B_i)}\cos z_k \frac{x}{\delta}\, e^{-Z_k^2 F_0} +$$

$$+ \frac{q_0}{\alpha_i(t_i - t_0)}\sum_{k=1}^{\infty}\frac{Z_k^2 + B_i^2}{Z_k^2(Z_k^2 + B_i^2 + B_i)}\cos z_k \frac{x}{\delta}\, e^{-Z_k^2 F_0} \qquad (22)$$

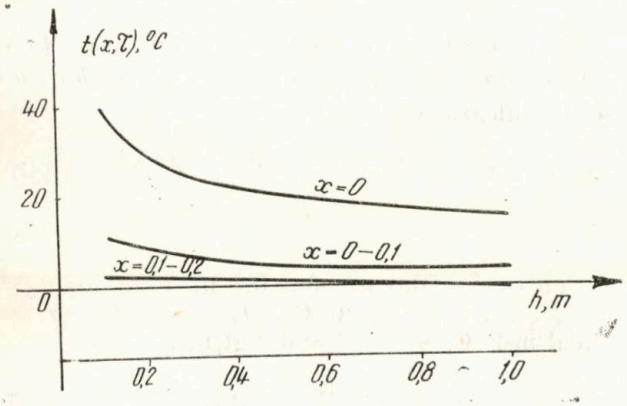


Fig. 2

Notînd:

$$\frac{x}{\delta} = L \qquad (23)$$

$$\frac{q_0}{\alpha_i(t_i - t_0)} = \frac{q_0}{q_1} = q \qquad (24)$$

$$\frac{t(x, \tau) - t_i}{t_i - t_0} = T_L \qquad (25)$$

$$\frac{t(0, \tau) - t_i}{t_i - t_0} = T_0 \qquad (26)$$

$$\frac{1}{2B_i}\{q[1 + B_i(1 - L)] - T_L\} = I_L \qquad (27)$$

$$\frac{1}{2B_i}\cdot[q(1 + B_i) - T_0] = I_0 \qquad (28)$$

se obțin funcțiile:

$$I_L = \psi(L, q, B_i, F_0) \qquad (29)$$

$$I_0 = \psi(q, B_i, F_0) \qquad (30)$$

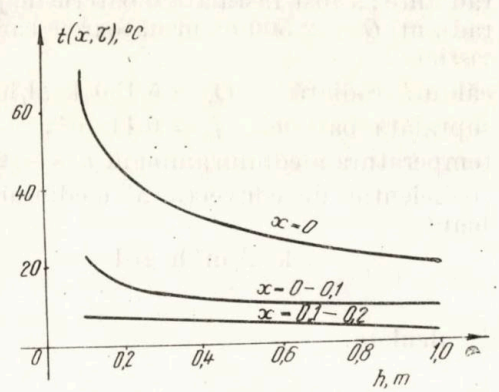


Fig. 3

Aplicînd teorema π relațiilor (29) și (30) se găsește forma generală a ecuațiilor criteriale:

$$I_L = A_L L^{\varepsilon_{L_1}} F_0^{\varepsilon_{L_2}} q^{\varepsilon_{L_3}} B_i^{\varepsilon_{L_4}} \qquad (31)$$

$$I_0 = A_0 F_0^{\varepsilon_{02}} q^{\varepsilon_{03}} B_i^{\varepsilon_{04}} \qquad (32)$$

Pentru determinarea coeficienților A_L, A_0, ε_{L_1}, ε_{L_2}, ε_{L_3}, ε_{L_4}, ε_{02}, ε_{03}, ε_{04}, se utilizează rezultatele practice date în diagramele din figurile 2 (Variația temperaturii minereului în funcție de înălțimea suprafeței radiante pentru $\tau = 0{,}5$ h, $t_0 = -2$ °C) și 3 (Variația temperaturii minereului în funcție de înălțimea suprafeței radiante pentru $\tau = 0{,}75$ h și $t_0 = -2$ °C) pentru minereu înghețat în cuvă metalică la temperatura de −2°C.

Calculele s-au făcut pentru următoarele date:

— căldura specifică a părții uscate a minereului la temperatura de 0°C:

$$C_0 = 0{,}15 \text{ kcal/kg grd};$$

— temperatura inițială medie a minereului:

$$t_0 = -2 \text{ °C};$$

— umiditatea minereului în procente din greutate:

$$W_m = 12\ \%;$$

— coeficientul de conductibilitate termică a minereului umed:

$$\lambda_m = 20 \text{ kcal/mh grd};$$

— greutatea specifică a minereului în vrac:

$$\gamma_{mv} = 1\,800 \text{ kgf/m}^3;$$

— volumul în care s-a introdus minereul a fost o cuvă metalică ridicată de la sol, avînd dimensiunile în plan :

$$f_0 = 1 \text{ m} \cdot 0{,}5 \text{ m} = 0{,}5 \text{ m}^2;$$

înălțimea 0,3 m ;
înălțimea stratului de minereu $\delta = 0{,}2$ m ;
volumul minereului $0{,}5 \times 0{,}2 = 0{,}1$ m³ ;

— încălzirea minereului s-a făcut cu panouri radiante ; a fost instalată o baterie de patru radianți $G = 2\,500$ cu următoarele caracteristici :

căldura radiată $Q_r = 5\,150$ kcal/h
suprafața bateriei $f_r = 0{,}11$ m² ;

— temperatura mediului ambiant $t_i = +20°C$;

— coeficientul de convecție al mediului ambiant

$$\alpha_i = 7 \text{ kcal/m}^2 \text{ h grd}$$

Valori calculate

— *Factorul de formă și fluxul de căldură.* Suprafața radiantă f_r are o temperatură t_r și radiază în spațiul înconjurător o cantitate totală de căldură Q_r (kcal/h). Din toată căldura radiată nu merge la suprafața f_0 decît numai o parte Q_0 (kcal/h). Se demonstrează că factorul de formă φ_r este raportul dintre cantitatea orară de căldură Q_0 primită de suprafața f_0 și întreaga cantitate de căldură Q_r, radiată în spațiu de suprafața f_r, adică :

$$Q_0 = \varphi_{r0} Q_r \text{ (de la } f_r \text{ la } f_0)$$

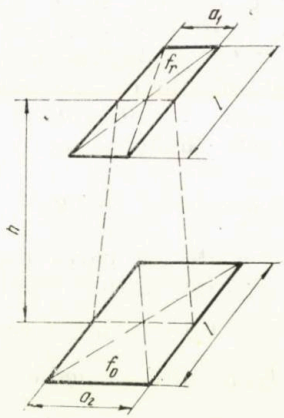


Fig. 4

Factorul de formă, care este un număr fără dimensiuni pentru două platbande paralele (fig. 4), se calculează cu formula :

$$\varphi_{r0} = \frac{l}{f_r}\left[\sqrt{\frac{1}{4}(a_2 + a_1)^2 + h^2} - \sqrt{\frac{1}{4}(a_2 - a_1)^2 + h^2}\right]$$

sau :

$$\varphi_{r0} = \sqrt{\frac{1}{4}\left(\frac{f_0}{f_r} + 1\right)^2 + \left(\frac{hl}{f_r}\right)^2} - \sqrt{\frac{1}{4}\left(\frac{f_0}{f_r} - 1\right)^2 + \left(\frac{hl}{f_r}\right)^2} \quad (33)$$

Pentru $f_0 = 0{,}05$ m², $f_r = 0{,}11$ m², $a_1 = 0{,}335$ m, se găsește :

$$\varphi_{r0} = \sqrt{7{,}7 + 9h} - \sqrt{3{,}2 + 9h} \quad (34)$$

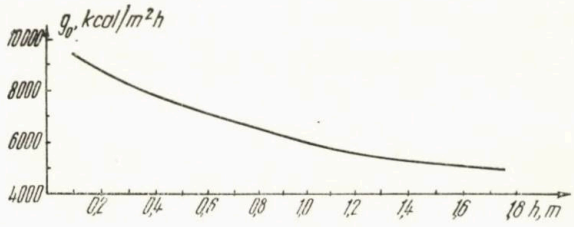


Fig. 5

Fluxul de căldură primit prin radiație în kcal/m³h se calculează cu formula :

$$q_0 = \frac{Q_0}{f_0} = \frac{Q_r \varphi_{r0}}{f_0} = \frac{5150 \varphi_{r0}}{0{,}5} =$$

$$= 10\,300 \left(\sqrt{7{,}7 + 9h} - \sqrt{3{,}2 + 9h}\right) \quad (35)$$

Cu această relație s-a construit diagrama din figura 5.

— *Consumul de căldură pentru încălzirea minereului înghețat* se calculează cu relația :

$$\Sigma Q = \frac{f_0 q_0 \tau + [f_0 + 2\delta(l + a_2)](t_i - t_0)\alpha_i \tau}{f_0 \delta \gamma_{mv}} \text{ (kcal/kg)} \quad (36)$$

Pentru $f_0 = 0{,}5$ m², $\delta = 0{,}2$ m, $l = 1$ m, $a_2 = 0{,}5$ m, $t_i = +20$ °C, $t_0 = -2$ °C, $\alpha_i = 7$kcal/m²h° C, $\gamma_{mv} = 1\,800$ kgf/m³,

$$\Sigma Q = \frac{q_0 + 340}{360} \cdot \tau \text{ (kcal/kg)} \quad (37)$$

— *Căldura specifică.* Consumul de căldură pentru încălzirea unui kg de minereu se calculează cu relația :

$$\Sigma Q = \frac{100 - W_m}{100} C_0 (t - t_0) +$$

$$+ \frac{W_m - W_n}{100 - W_n}[M + C_{gh}(0 - t_0)] -$$

$$- \frac{W_n (100 - W_m)}{100 (100 - W_n)}(0 - t_0) + \frac{W_n}{100}(t - 0), \quad (38)$$

Tabela 1

h, m	q	B_i	τ, h	F_0	T_L			I_L		
					$L=0$	$L=0,5$	$L=1$	$L=0$	$L=0,5$	$L=1$
0,1	60	0,07	0,50	0,23	+0,91	−0,41	−0,77	452	446	435
			0,75	0,50	+2,27	+0,14	−0,55	442	441	432
0,5	48	0,07	0,50	0,15	+0,05	−0,68	−0,82	367	359	349
			0,75	0,42	+0,45	+0,41	−0,68	363	358	347
1,0	39	0,07	0,50	0,06	−0,23	−0,77	−0,91	300	294	285
			0,75	0,34	−0,05	−0,55	−0,82	298	292	284

unde: M este căldura latentă de topire a gheţei $\simeq$ 80 kcal/kg;
C_{gh} — căldura specifică a gheţei = = 0,56 kcal/kg grd;
t — temperatura finală a minereului;
W_n — umiditatea nepericuloasă (cea care nu îngheaţă sub 0 °C) în procente; s-a constatat că numai 80 % din apă se transformă în gheaţă, la un conţinut ce nu depăşeşte 40 %, deci $W_n = 0{,}2W_m$.

Căldura specifică medie a minereului este dată de relaţia:

$$C_m = \frac{\Sigma Q}{t - t_0}$$

sau

$$t = \frac{\Sigma Q}{C_m} + t_0 \qquad (39)$$

Înlocuind în relaţia (38) pe (39) şi ţinînd seama de cele de mai sus, rezultă:

$$C_m = \frac{(100 - W_m)\,C_0 + W_m}{100 - \dfrac{W_m}{100 - 0{,}2W_m} \cdot \dfrac{6\,400 + 35t_0}{\Sigma Q}} \text{ (kcal/kg grd)} \qquad (40)$$

sau, punînd valorile lui W_m, C_0, t_0 şi ΣQ din relaţia (37), rezultă:

$$C_m = \frac{0{,}252}{1 - \dfrac{2\,800}{(q_0 + 340)\,\tau}} \text{ (kcal/kg grd)} \qquad (41)$$

— *Criteriul Fourier*:

$$F_0 = \frac{a\,\tau}{\delta^2} = \frac{\lambda_m \tau}{C_m \gamma_{mv} \delta^2} =$$

$$= \frac{20\,\tau}{\dfrac{0{,}252}{1 - \dfrac{2\,800}{(q_0 + 340)\,\tau}} \cdot 1\,800 \cdot 0{,}2^2} = 1{,}1\tau - \frac{3\,080}{q_0 + 340} \cdot \qquad (42)$$

— *Criteriul Biot*:

$$B_i = \frac{\alpha_i\,\delta}{\lambda_m} = \frac{7 \times 0{,}2}{20} = 0{,}07$$

În tabela 1 se dau rezultatele calculelor efectuate cu ajutorul relaţiilor de mai înainte şi al diagramelor experimentale 2, 3 şi 5, pentru care s-a găsit

$$A_L = 0{,}91,\ \varepsilon_{L1} = -0{,}038,\ \varepsilon_{L2} = -0{,}009,$$
$$\varepsilon_{L3} = 0{,}97,\ \varepsilon_{L4} = -0{,}82,$$
$$A_0 = 1{,}07,\ \varepsilon_{02} = -0{,}017,\ \varepsilon_{03} = 0{,}89,$$
$$\varepsilon_{04} = -0{,}88$$

Relaţiile (31) şi (32) devin

$$I_L = 0{,}91 \cdot L^{-0{,}038} F_0^{-0{,}009} q^{0{,}97} B_i^{-0{,}82} \qquad (43)$$

$$I_0 = 1{,}07 \cdot F_0^{-0{,}017} q^{0{,}89} B_i^{-0{,}88} \qquad (44)$$

L'ÉCHANGE DE CHALEUR DANS LE PROCESSUS DE DÉGÈLEMENT DU MINERAI DE FER À L'AIDE DES PANNEAUX RADIANTS

On cherche à élucider le problème de la propagation de la chaleur dans la masse du minerai de fer gelé et à trouver des relations mathématiques appuyées sur les données expérimentales.

HEAT EXCHANGE DURING DEFROSTING PROCESS OF IRON ORE WITH RADIANT PANELS

The paper endeavours to explain heat propagation in iron ore; several mathematical relationships are inferred, based on experimental data.

Influenţa concomitentă a temperaturii, bazicităţii zgurei şi conţinutului de FeO din zgură, asupra procesului de oxidare a fosforului la suflarea fontei cu oxigen

Dr. ing. O. DRASCHAN, prof. dr. ing. I. TRIPŞA
ICEM

Conf. dr. ing. A. F. VISCARIOV şi prof. dr. ing. V. I. IAVOISKII
Institutul de oţel şi aliaje – Moscova

Z 669.18 : 662.611.25

Mecanismul de desfăşurare şi rezultatele proceselor metalurgice depind de mulţi factori, care nu întotdeauna pot fi luaţi în considerare. Greutăţi mari apar în special în cazurile cînd trebuie să se stabilească o relaţie cantitativă a variaţiei unui factor în raport cu ceilalţi. Luarea în considerare a unui singur parametru nu dă posibilitatea de a se calcula în prealabil conţinutul final al unui element din baia metalică. Astfel, nu se poate calcula conţinutul de fosfor din baia metalică numai cu ajutorul concentraţiei oxidului de fier din zgură, deoarece pentru asigurarea unei defosforări avansate este necesar să existe, în afară de alte condiţii, şi un anumit raport între concentraţia oxidului de fier şi cea a oxidului de calciu din zgură. Asupra procesului de defosforare influenţează, în mare măsură, pe lîngă bazicitatea şi conţinutul de oxid de fier din zgură, şi temperatura băii metalice.

Influenţa altor factori (cantitatea zgurei şi a băii metalice, compoziţia băii metalice etc.) este mult mai slabă. De aceea s-a căutat ca, cu ajutorul analizei corelaţiei multiple dintre datele experimentale şi procesul de defosforare, în cazul elaborării oţelului într-un convertizor de laborator de 50 kg, să se stabilească relaţia matematică dintre temperatura finală a oţelului, bazicitatea finală şi conţinutul final de oxid de fier din zgură, pe de o parte, şi gradul de defosforare, pe de altă parte.

În prezenta lucrare prin grad de defosforare se înţelege raportul dintre $\frac{[P]_i - [P]_f}{[P]_i} \cdot 100$, exprimat în procente [1], [2], unde :

$[P]_i$ reprezintă conţinutul iniţial de fosfor din fontă;

$[P]_f$ — conţinutul de fosfor al băii metalice la sfîrşitul suflării.

În total au fost prelucrate datele experimentale de la 28 şarje elaborate în convertizorul experimental, din care zece şarje cu suflare de oxigen şi var praf, iar 18 şarje cu suflare numai de oxigen. Prelucrarea datelor experimentale s-a făcut cu ajutorul metodei analizei corelaţiei multiple de analiză matematică, care îşi găseşte o largă aplicabilitate şi în metalurgie [3].

Datele experimentale obţinute au arătat că dependenţa dintre gradul de defosforare şi cei patru parametri arătaţi mai sus devine lineară, în mare măsură folosind scara logaritmică. De aceea s-au adoptat următoarele notaţii pentru parametrii studiaţi :

- temperatura, °C : $\log T_f = x_1$;
- bazicitatea zgurei : $\log B_f = x_2$;
- conţinutul de oxid de fier din zgură : $\log (FeO)_f = x_3$;
- gradul de defosforare : $\log W = x_4$.

Deoarece, după logaritmare, punctele experimentale nu sînt colineare ci sînt împrăştiate într-un domeniu care poate fi însă mărginit de drepte paralele, s-a putut aplica analiza corelaţiei multiple numai cu o oarecare aproximaţie.

După calcularea coeficienţilor de regresie, pentru varianta de lucru cu suflare de oxigen şi var praf, s-a obţinut următoarea expresie analitică :

$$x_4 = -0{,}02524\, x_1 + 0{,}3364\, x_2 + 0{,}1448\, x_3 + 1{,}814 \qquad (1)$$

Înlocuind în ecuaţia (1) pe x_i cu parametrii analizaţi, s-a obţinut :

$$\log W = -0{,}02524 \log T_f + 0{,}3364 \log B_f + 0{,}1448 \log (FeO)_f + 1{,}814 \qquad (2)$$

Calculele efectuate au dovedit că dispersia generală, regresia condiționată și coeficientul de corelație au valori acceptabile.

În cazul șarjelor cu suflare numai cu oxigen s-a obținut următoarea expresie analitică:

$$\log W = -0{,}0385 \log T_f + 0{,}230 \log B_f + \\ + 0{,}168 \log (FeO)_f + 1{,}585 \qquad (3)$$

Analiza expresiilor obținute arată că, în condițiile de experimentare și pentru limitele în care variază parametrii studiați, influența hotărîtoare asupra procesului de oxidare a fosforului îi revine zgurei (bazicității și conținutului de oxid de fier).

Trebuie subliniat că influența relativ mică a temperaturii este determinată de variația ei, în limite strînse, la elaborarea șarjelor experimentale.

De asemenea, trebuie arătat că expresiile obținute, deși sînt calculate pe baza datelor experimentale, au un caracter informativ, deoarece pe de o parte datele experimentale au fost reduse, iar pe de altă parte este greu de a se lua în considerare schimbările dinamice ale parametrilor care influențează defosforarea (temperatura băii metalice și compoziția zgurei). Ultima fără îndoială că influențează, în mare măsură, intensitatea desfășurării procesului de defosforare, ceea ce se confirmă prin dependența gradului de defosforare nu numai de valorile finale ale parametrilor cercetați, dar și de cele medii: $W = f[T_m; B_m; (FeO)_m]$.

Date interesante se obțin dacă se iau asemenea măsuri încît doi din parametrii ecuațiilor (2) și (3) să devină constanți.

Astfel, în cazul suflării fontei numai cu oxigen se poate presupune că la sfîrșitul operației temperatura băii metalice este întotdeauna de 1 600°C, iar bazicitatea zgurei 2,5, ceea ce asigură condiții optime pentru desfășurarea procesului de defosforare. În acest caz ecuația (3) va căpăta forma:

$$\log W = 1{,}822 + 0{,}168 \log (FeO)_f \qquad (4)$$

În aceste condiții de elaborare îmbunătățite gradul de defosforare se stabilizează. Într-adevăr, dacă pentru valorile (variabile) reale ale bazicității și ale conținutului de oxid de fier din zgură, gradul de defosforare în funcție de conținutul final de oxid de fier din zgură variază în limite de circa 30% (fig. 1), în cazul menținerii constante a bazicității și a temperaturii băii metalice limitele în care variază se micșorează în mod simțitor (de la 83,6 la 89,2%) (fig. 2).

Rezultate similare se obțin și în cazul cînd se consideră variabilă bazicitatea zgurei, menținîndu-se constante temperatura finală a oțelului și conținutul de oxid de fier din zgură (1 600°C, respectiv 10%).

În acest caz expresia (3) va deveni:

$$\log W = 1{,}800 + 0{,}230 \log B_f \qquad (5)$$

În acest mod, alegerea unor condiții optime, de data aceasta pentru temperatură și conținutul de oxid de fier din zgură la sfîrșitul suflării ($T = 1\,600$°C și (FeO) = 10%), permite obținerea unui grad relativ înalt și constant de defosforare (80 — 83%) chiar pentru varianta pentru care s-a suflat numai oxigen (fig. 3).

În figura 4 se arată variația gradului real de defosforare în funcție de bazicitatea finală a zgurei, pentru varianta de lucru cu suflare numai de oxigen.

Calitativ similare dar cantitativ mai bune au fost rezultatele care s-au obținut în urma analizării în mod analog a expresiei (2), variantă la care s-a lucrat cu suflare de oxigen împreună cu praf de var.

În această variantă de lucru stabilizarea conținutului final al oxidului de fier, la nivel de 10%, și a temperaturii, la 1 600°C, asigură creșterea gradului de defosforare în medie pînă la 97% (de la 95,8 pînă la 99,4%) (fig. 5).

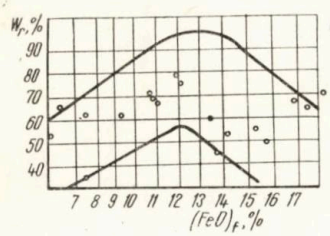


Fig. 1

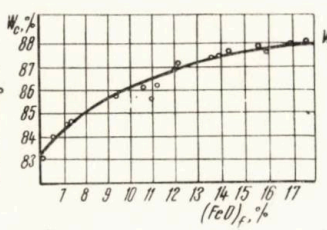


Fig. 2

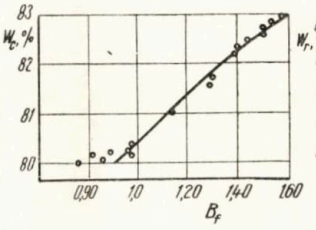


Fig. 3

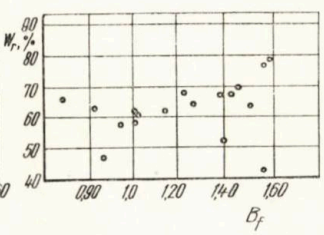


Fig. 4

În figura 6 se arată variația gradului real de defosforare în funcție de bazicitatea zgurei, la varianta de lucru cu suflare de oxigen împreună cu pulbere de var.

Menținerea constantă a bazicității zgurei la valoarea de 2,5 asigură, la aceeași temperatură de 1 600°C, un grad de defosforare mai mare de 99% (fig. 7).

Variația gradului de defosforare în funcție de conținutul final de oxid de fier din zgură, pentru aceeași variantă de lucru, este arătată în figura 8.

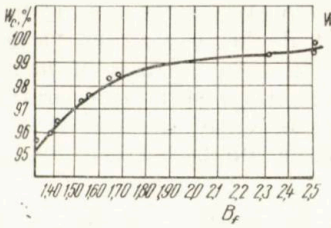


Fig. 5

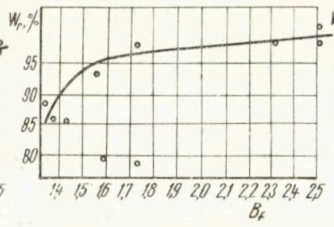


Fig. 6

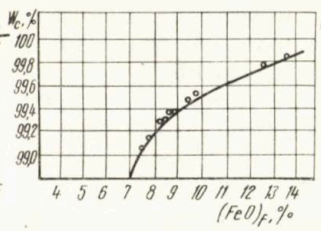


Fig. 7

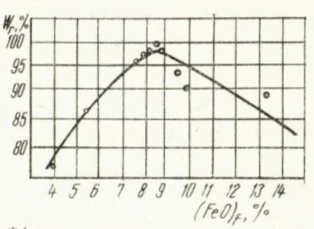


Fig. 8

L'INFLUENCE CONCOMITANTE DE LA TEMPÉRATURE, DE LA BASICITÉ DU LAITIER ET DE LA TENEUR EN FeO CONTENU DANS LE LAITIER SUR LE PROCESSUS D'OXYDATION DU PHOSPHORE LORS DU SOUFFLAGE À OXYGÈNE DE LA FONTE

Une composition bonne et stable du laitier final (basicité = 2,5 et teneur en FeO de 10%), ainsi qu'une température finale adéquate aux conditions expérimentales de 1 600°C, permettent d'obtenir une excellente élimination du phosphore non seulement pour les fontes ayant une teneur moyenne en phosphore, mais aussi pour celles dont la teneur est forte (P = 1,5 – 20%).

Le respect des conditions technologiques recommandées lors du soufflage à oxygène des fontes phosphoreuses assure un degré supérieur d'oxydation du phosphore ; il en résulte, dans l'acier fini, une teneur en phosphore conforme aux standards.

SIMULTANEOUS INFLUENCE OF TEMPERATURE, SLAG, BASICITY AND FeO CONTENT OF SLAG ON PHOSPHORUS OXYDATION DURING OXYGEN BLOWING OF IRON

Optimum and stable composition of final slag (2.5 basicity and 1% FeO content), as well as convenient final temperatures — on experimental conditions —of 1 600°C, lead to high dephosphoration degree not only for iron with medium phosphorus content, but also for higher phosphor concentrations (P = 1.5—20%).

Following adequate technological conditions during oxygen blowing of basic pig iron ensures a high oxydation degree of phosphorus ; phosphor content in finally obtained cast iron joins the standard requirements.

BIBLIOGRAFIE

[1] Schenk H., Steinmetz E. şi Martin G. Archiw für das Eisenhüttenwesen, nr. 9, 1963, p. 659—672.
[2] Schenk H. Stahl und Eisen, nr. 21, 1960, p. 1377—1382.
[3] Maksimov U. M. Proizvodstva stali. Sbornic Trudov TNIICM, Vîpusk 21, 1960, p. 430.

Metoda de calcul al calibraţiilor şi al vitezelor pentru reductorul-alungitor la cald cu caje cu acţionare independentă

Ing. A. ADĂSCĂLIŢEI
Uzina metalurgică – Iaşi

CZ 621.771.2.073.8

În lucrarea [1] se analizează cîteva aspecte ale reducerii ţevilor cu tracţiune pe laminorul reductor-alungitor la cald. Aşa cum s-a arătat, la Uzina metalurgică — Iaşi funcţionează, începînd din anul 1964, un astfel de laminor, montat în fluxul de fabricaţie al liniei de 4″ în scopul de a se obţine, prin reducere cu tracţiune, ţevi de instalaţii în gama de dimensiuni de la 4 la 3/8″.

Deoarece în timpul exploatării laminorului s-a ivit necesitatea introducerii unor modificări în programul de lucru iniţial, la care s-a mai adăugat şi faptul că uzina nu dispunea totdeauna de benzi cu aceleaşi grosimi din care să rezulte un singur tip de eboşă, s-a impus ca, în baza teoriei generale, să se sintetizeze o metodă de calcul al calibraţiilor şi al turaţiilor cît mai rapidă şi, în acelaşi timp, precisă, pentru a nu mai fi nevoie de timp pentru reglaje şi puneri la punct experimentale pe laminor, fapt important mai ales la fabricarea de loturi mici, de ordinul zecilor de tone.

Cunoscînd dimensiunile ţevilor care trebuie fabricate, adică diametrul d şi grosimea de perete g — cu abaterile respective — şi caracteristicile reductorului-alungitor la cald (tabela 1), se stabilesc diametrul şi grosimea eboşei, numărul de caje de lucru, forma calibrelor în caje şi regimul cinematic de laminare, respectiv turaţiile motoarelor de antrenare a cajelor.

În reductorul-alungitor la cald se folosesc calibre ovale. Pentru aceasta, rolele respective se execută separat, prin strunjire pe strunguri universale; după montarea lor pe cajă calibrul obţinut este alezat cu un cuţit al cărui vîrf urmăreşte periferia unui cerc cu diametrul $2R$, situat într-un plan deplasat faţă de centrul cajei cu distanţa e (fig. 1), pe un strung special.

Ultimul pas se execută rotund, cu raza egală cu jumătatea ţevii finite în stare caldă.

Se notează:

d_0, g_0 — diametrul şi grosimea ţevii la intrarea în reductorul-alungitor la cald;

d_f, g_f — diametrul şi grosimea ţevii la ieşirea din reductorul-alungitor la cald;

d_i, g_i — diametrul şi grosimea ţevii în caja i;

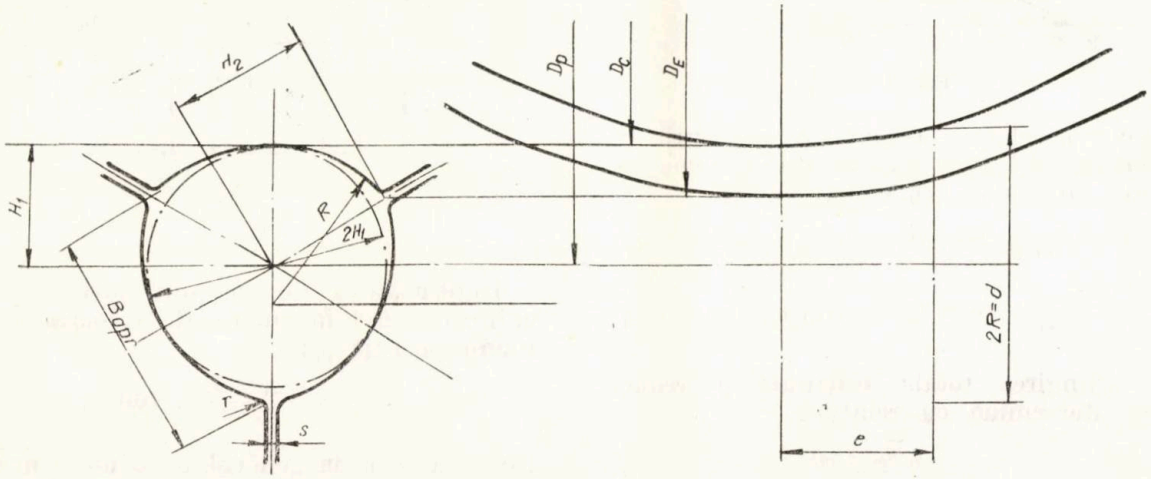


Fig. 1

Tabela 1

Caracteristicile laminorului reductor-alungitor la cald

Numărul cajelor duble	bucăţi	10
Numărul cilindrilor pe cajă	bucăţi	3
Decalajul cilindrilor	grade	120
Treceri prin caje	număr	20
Motoare de curent continuu	bucăţi	20
Puterea unui motor	C.P.	80
Viteza motoarelor	rot/min	900—2 000
Diametrul valţurilor	mm	330—270
Diametrul maxim al ţevii la intrare	mm	120
Diametrul minim al ţevii la ieşire	mm	17
Viteza de intrare a ţevii	m/s	0,75
Viteza de ieşire a ţevii	m/s	5,00
Reducerea maximă de gros. posibil de realizat	%	30
Alungirea maximă	ori	6,8

d_{oc} şi d_{fc} — diametrul ţevii în stare caldă la intrarea în reductorul-alungitor la cald şi diametrul finit, în stare caldă, la ieşirea din reductor, care se determină astfel:

$$d_{oc} = d_0 \cdot 1{,}01 \text{ şi } d_{fc} = d_0 \cdot 1{,}01 \qquad (1)$$

Pentru calculul în continuare se consideră, în mod aproximativ, că perimetrul ţevii în caja i este circular, avînd diametrul calculat cu relaţia:

$$d_i = H_{1i} + H_{2i}, \qquad (2)$$

în care: H_{1i} reprezintă înălţimea minimă a calibrului în caja i;
H_{2i} — înălţimea maximă a calibrului în caja i.

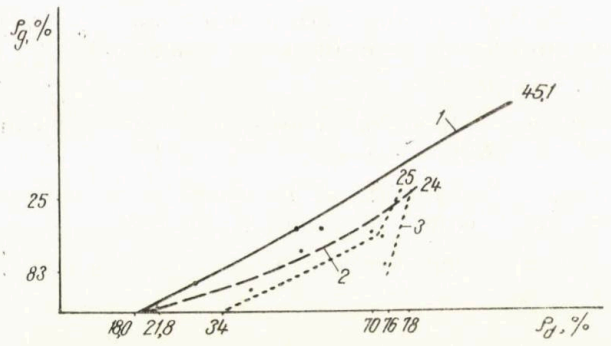


Fig. 2

Reducerea relativă totală de diametru ρ_d şi reducerea relativă totală de grosime se determină în felul următor:

$$\rho_d = \frac{d_{oc} - d_{fc}}{d_{oc}} \cdot 100, \% \qquad (3)$$

$$\rho_g = \frac{g_0 - g_f}{g_0} \cdot 100, \% \qquad (4)$$

μ_{tot} — alungirea totală obţinută pe reductor — se determină cu relaţia:

$$\mu_{tot} = \frac{g_0(d_{0c} - g_0)}{g_f\,(d_{fc} - g_f)} \qquad (5)$$

Se verifică respectarea condiţiei empirice redate grafic în figura 2 (*1*— curba teoretică; *2* — curba pentru reductorul-alungitor de la U.M.I.; *3*— curba pentru un reductor-alungitor străin).

$$\rho_g, \% \leqslant (\rho_d, \% - 18) \cdot 0{,}55 \qquad (6)$$

În baza tabelei 2 se stabileşte eboşa din care se va face reducerea. Eboşa se mai poate stabili şi scoţînd din relaţia (5) valoarea d_{oc} după

Tabela 2

ρ_i, %	α
3	0,990
5	0,988
8	0,985
10	0,980
12	0,975

ce s-au înlocuit toate celelalte valori cunoscute, μ_{tot} reprezentînd alungirea totală posibilă de obţinut pe reductorul-alungitor la cald respectiv (tabela 1).

Se stabileşte numărul de caje după graficul din figura 3.

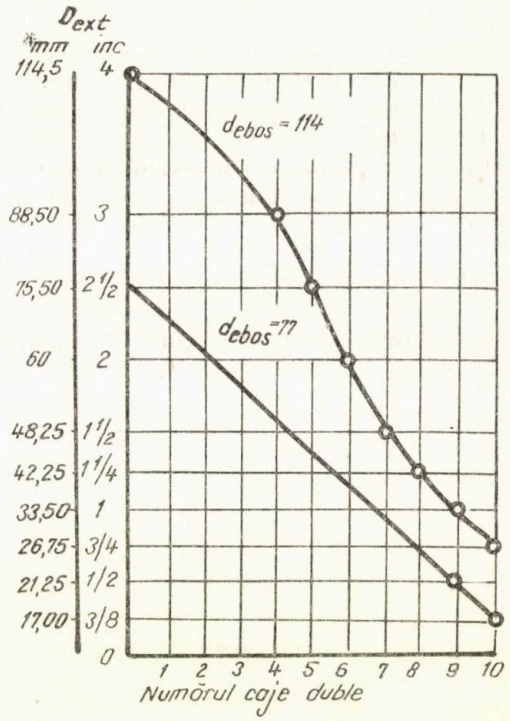


Fig. 3

Determinarea dimensiunii ţevii în fiecare calibru se face în funcţie de valoarea reducerii medii pe cajă ρ_i:

$$\rho_i = \frac{d_{i-1} - d_i}{d_i} \cdot 100, \%$$

Pe cajă se ia în general o reducere medie de 8%, putînd ajunge pînă la 10 — 12%.

În prima cajă se ia $\rho_1 \approx 0{,}3\ \rho_i$; în a doua cajă $\rho_2 \approx 0{,}6\ \rho_i$, iar în ultima cajă $\rho_n = 0$.

În penultimele caje: $\rho_{n-1} \approx 0{,}3\ \rho_i$; $\rho_{n-2} \approx 0{,}6\ \rho_i$.

Se ţine seamă de coeficientul de ovalizare al calibrului:

$$\alpha = \frac{H_{1i}}{H_{2i}} \tag{7}$$

ale cărui valori se dau, în literatură, în funcţie de ρ_i (tabela 2).

Avînd ρ_i şi α, se determină elementele calibrului:

$$H_{2i} = \frac{d_i}{\alpha + 1} \tag{8}$$

$$H_{1i} = \frac{d_i}{1 - \frac{1}{\alpha}} \tag{9}$$

Elementele H_{1i} şi H_{2i} sînt mărimile de bază. Avînd mărimile acestea, se calculează elementele de reglare e şi d, cu ajutorul formulelor:

$$e_i = \frac{1}{A_i}\sqrt{\left[\left(D_{pi} - H_{1i} - \frac{H_{2i}}{2}\right)^2 - \frac{A_i^2}{4}\right]\left[\frac{A_i^2}{4} - \left(H_{1i} - \frac{H_{2i}}{2}\right)^2\right]} \tag{10}$$

$$A_i = \frac{2H_{2i}^2}{D_{pi}} - \frac{2H_{1i}^2}{D_{pi}} + 2H_{1i} - H_{2i} \tag{11}$$

$$\frac{d_i}{2} = \frac{D_{pi}}{2} - \sqrt{\left(\frac{D_{pi}}{2} - H_{1i}\right)^2 - e_i^2}, \tag{12}$$

unde D_p este diametrul ideal al cilindrului şi are valoarea 330 mm, pentru cajele 1 — 4, şi 270 mm, pentru cajele 5 — 20 inclusiv.

Restul elementelor se calculează geometric, cu relaţiile:

$$D_{ci} = D_{pi} - 2H_{1i} \tag{13}$$

$$D_{Ei} = D_p - H_{2i} \tag{14}$$

$$B_{i\ apr.} = \sqrt{3H_{2i}} \tag{15}$$

Avîndu-se calculate toate aceste date, se trece la calculul turaţiilor.

Pentru aceasta se procedează astfel:

Se stabileşte curba S, care indică variaţia de grosime în fiecare cajă, avîndu-se în vedere că valoarea tracţiunii z trebuie să se încadreze între anumite limite (tabela 3).

Tabela 3

Caja	1	2	3	4	5	....	$i-5$	$i-4$	$i-3$	$i-2$	$i-1$	i
Creşte sau descreşte	+	+	−	−	−		+	+	+	+	+	+
Val. în μm	50	50	20	50	75	75	20	30	30	30	20	20

Se observă ca grosimile de ieşire să corespundă celor cerute pentru ţeava finită; în caz contrar se schimbă sau grosimea de intrare sau se iau eforturi de tracţiune mai mari.

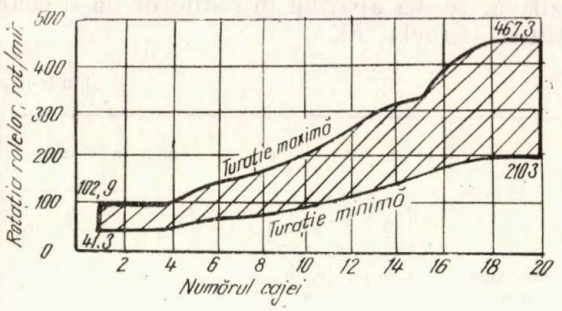


Fig. 4

Turaţia teoretică n_i a cilindrilor, în rotaţii pe minut, se calculează din relaţia:

$$n_i = \frac{K}{(H_i - g_i) \cdot g_i \cdot D_{ci}}, \tag{16}$$

unde

$$K = (H_1 - g_f) \cdot g_1 \cdot D_{c1} \cdot n_1 \tag{17}$$

În această relaţie n_1 este turaţia admisă pentru valţurile cajei nr. 1 şi trebuie corelată cu viteza de deplasare a ţevii în cuptorul tunel, pentru asigurarea unei încălziri optime a ţevii pentru laminare.

Deci, pentru prima cajă se admite o rotaţie la intrare care serveşte pentru determinarea lui K şi, în continuare, se determină valorile n_i pentru celelalte caje (fig. 4 şi tabela 4).

Tabela

Nr. cajei	Diametrul valţurilor mm	Viteza rolelor, rot/min		Raport reducere motor-reductor
		minimă	maximă	
1	330	46,3	102,9	19,44
2	330	46,3	102,9	19,44
3	330	46,3	102,9	19,44
4	330	46,3	102,9	19,44
5	270	60,4	134,3	14,89
6	270	65,7	146,0	13,70
7	270	71,1	158,1	12,65
8	270	78,3	173,9	11,50
9	270	86,5	192,3	10,40
10	270	97,5	216,7	9,23
11	270	106,0	235,6	8,49
12	270	121,0	268,8	7,44
13	270	135,7	301,6	6,63
14	270	148,5	330,0	6,06
15	270	167,9	337,1	5,36
16	270	185,2	411,5	4,86
17	270	201,8	448,4	4,46
18	270	210,3	467,3	4,28
19	270	210,3	467,3	4,28
20	270	210,3	467,3	4,28

La turația calculată se aplică o corecție care se repetă pentru fiecare dimensiune de țeavă, în scopul realizării unei tracțiuni pe fiecare cajă. La primele cinci caje se aplică o corecție negativă iar la ultimele, o corecție pozitivă, țeava apărînd în reductor ca o coardă întinsă (tabela 5).

Tabela 5

Caja	1	2	3	4	5	....	$i-4$	$i-3$	$i-2$	$i-1$	i
N_i, %	10	9	8	6	4	...	1,2	2,1	2,8	3,5	4
Cu plus sau cu minus	−	−	−	−	−	...	+	+	+	+	+

Astfel, n_i teoretic $= n_i$ efectiv. (18)

Turația motoarelor se calculează prin viteza rolelor și raportul de transmisie.

După metodologia indicată, la Uzina metalurgică — Iași se calculează orice calibrație și turație pentru fabricarea țevilor reduse la cald. Unele din rezultatele obținute sînt înscrise în tabela 6 și în figura 5. Utilizînd ca eboșe

Tabela 6

$d_0 \times g_0$, mm	d, țoli	$d \times g$, mm	Nr. de caje	ρ_d, %	ρ_g, %	Nr. fișei de calcul
114,5 × 4,5	2	60 × 4,50	12	35,06	0	125
114,5 × 4,5	2	60 × 4,30	12	47,60	4,44	117
114,5 × 4,5	3	89 × 4,05	8	22,27	10,00	277
114,5 × 4,5	1	33 × 3,25	18	71,18	27,78	137
114,5 × 4,5	11/2	48 × 3,40	14	58,08	24,44	113
114,5 × 4,5	11/4	42 × 3,25	16	63,32	27,78	68
114,5 × 4	1	33 × 3,25	18	71,18	18,75	65
114,5 × 4	11/4	42 × 3,25	16	63,32	18,75	67
114,5 × 4	11/2	48 × 3,25	14	58,07	18,75	69
114,5 × 4	3/4	27 × 2,70	20	76,42	32,50	64
114,5 × 3,5	2	60 × 3,25	12	47,60	7,14	215
114,5 × 3,5	21/2	77 × 3,25	8	32,75	7,14	271
114,5 × 3,5	11/2	48 × 2,90	14	58,07	7,14	247
114,5 × 3,5	11/4	42 × 2,40	16	63,32	31,43	128
77 × 2,5	—	57 × 2,50	12	25,97	0	103
77 × 2,5	11/4	42 × 2,30	16	45,45	8,00	55
77 × 2,5	1/2	48 × 2,00	18	37,66	20,00	379
77 × 2,5	3/8	17 × 1,80	20	77,92	28,00	383

numai două diametre și 16 grosimi de perete, s-a obținut o mare diversitate de diametre și gosimi de perete (184).

Făcîndu-se un calcul cît mai minuțios, variind coeficientul de tracțiune, în scopul modificării grosimii peretelui final, și executîndu-se un reglaj atent, s-a realizat laminarea la toleranțe negative.

Utilizîndu-se metodologia prezentată, s-au laminat și țevi pătrate, pe același laminor reductor-alungitor la cald.

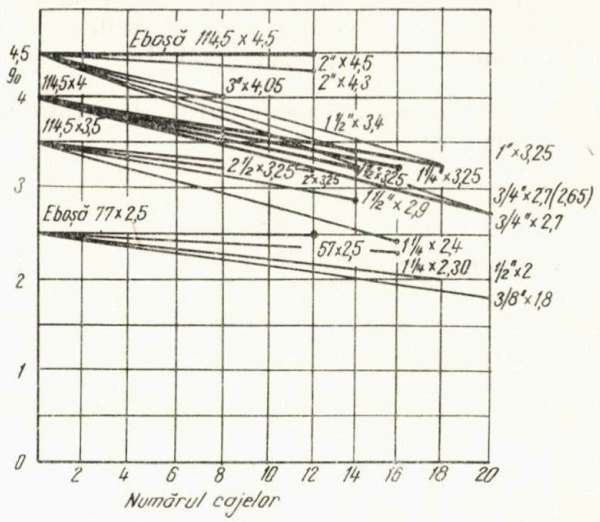


Fig. 5

MÉTHODE DE CALCUL DES CALIBRAGES ET DES VITESSES POUR LE RÉDUCTEUR — ÉTIREUR À CHAUD, À CAGE À COMMANDE INDÉPENDANTE

On donne une méthode de calcul des calibrages et des vitesses pour le réducteur-étireur à chaud, à cage à commande indépendante. Le point de départ est la constatation qu'il y a une relation entre la réduction de l'épaisseur, la réduction du diamètre et la traction appliquée. On obtient, à partir d'une ébauche qui a certaines caractéristiques, des tubes finis ayant les diamètres et les épaisseurs de paroi désirés; on utilise à cet effet un certain nombre de cages et plusieurs réglages.

En variant la traction sur la cage, on peut obtenir, en employant les calibrages communs, des tubes qui ont des épaisseurs de paroi différents.

CALIBRATION AND SPEED ESTIMATION METHOD FOR STRETCHREDUCING STANDS WITH INDEPENDENT DRIVE

The paper presents an estimation method for stretch-reducing stands with independent drive, postulating a correlation between decrease in thickness, decrease in sectional-area and applied tensile stress. Starting from blanks with certain characteristics, finished tubes of desired bore and wall thickness can be obtained, utilizing several stands and control equipment.

By tensile stress modification of the stand, various sizes of wall thickness for tubes are obtained by means of the same calibration.

BIBLIOGRAFIE

[1] Adăscăliței A. *Aspecte ale reducerii țevilor cu tracțiune pe laminorul reductor-alungitor la cald.* Metalurgia, nr. 7, 1967, p. 378.

[2] Raimondi R. *Di una limitazione di lavoro dei laminatori riduttori-stiratori per tubi.* La metallurgia italiana, nr. 10, 1964.

[3] Danilov F. A., Gleiberg A. Z. și Balekin V. G. *Laminarea țevilor.* București, Editura tehnică, 1964

Procedeu brevetat pentru formarea şi turnarea pieselor importante de conformaţie geometrică complicată (tip arbore cotit în spaţiu)

Prof. ing. C. WANYOREK
Institutul politehnic — Braşov

CZ 621.74

Pentru arborii motoarelor de autovehicule există o tendinţă, pe plan mondial, de a se părăsi tehnologia de matriţare, scumpă — atît ca execuţie şi utilaje, cît şi în privinţa consumului de material şi a volumului mare al prelucrărilor — dîndu-se preferinţă arborilor turnaţi, din diferite aliaje, cel mai modern dintre acestea fiind fonta cu grafit nodular. Unul din avantajele pieselor turnate, faţă de cele matriţate, este şi izotropia avansată a structurii şi a proprietăţilor, faţă de dependenţa acestora de fibrajul pieselor matriţate sau forjate liber [1].

La trasarea desenului acestor arbori turnaţi s-au aplicat toate regulile constructive impuse de tehnologia de turnare avansată (fig. 1) ca, de pildă, realizarea unui profil uniform al peretilor, care se obţine prin turnarea fusurilor şi a manetoanelor sub forma unor cilindri cavi.

În cazul arborilor cotiţi în spaţiu, cu manetoanele decalate la 120°, confecţionarea formelor în vederea turnării cu asigurarea unei precizii dimensionale ridicate, cu realizarea fuselor şi manetoanelor în construcţie cavă şi cu reducerea maximă a incluziunilor grosolane de nisip — impusă de siguranţa în exploatare ridicată care se cere acestor piese — a prezentat unele dificultăţi, care au determinat apariţia mai multor soluţii, unele dintre acestea fiind brevetate.

În figura 2 se reprezintă schematic un arbore cotit în spaţiu, iar în figura 3 se vede modul de confecţionare a formei de turnare pentru un astfel de arbore, cu ajutorul unui singur plan de separaţie longitudinal şi folosindu-se un număr mare de miezuri auxiliare, necesare pentru obţinerea părţilor de piesă care nu sînt secţionate de planul de separaţie al formei.

În figura 4 se reprezintă o formă de turnare alcătuită după alt principiu, compusă dintr-un număr mare de miezuri dispuse transversal pe axa piesei.

În ambele cazuri realizarea golurilor din fusuri şi manetoane dă naştere la complicaţii şi dificultăţi apreciabile, iar precizia asamblării formei, deci şi a piesei turnate rezultate, lasă de dorit.

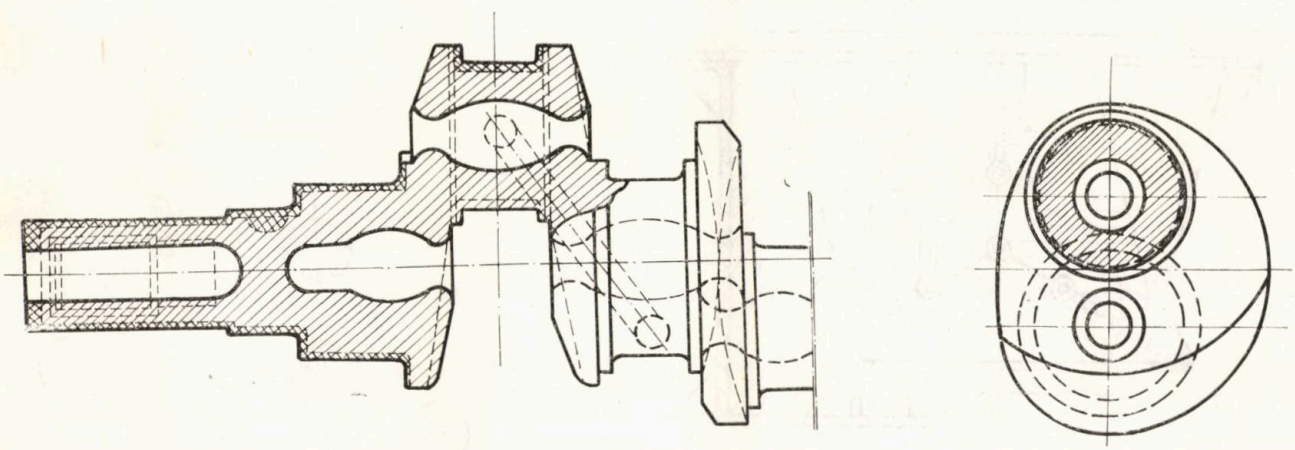


Fig. 1

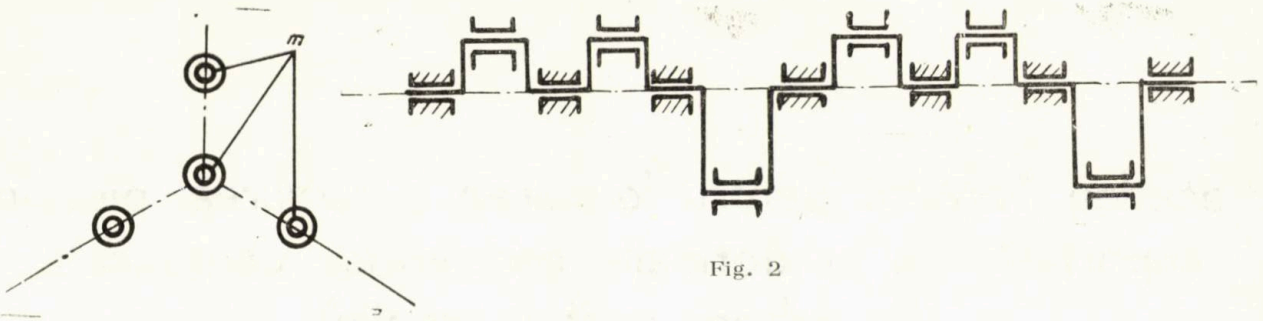


Fig. 2

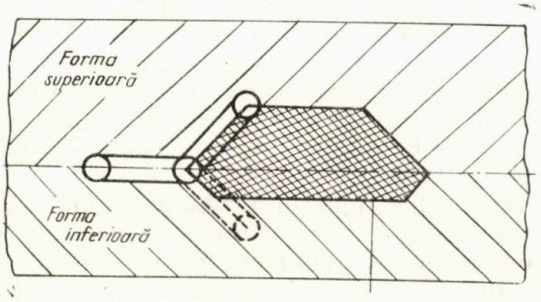


Fig. 3

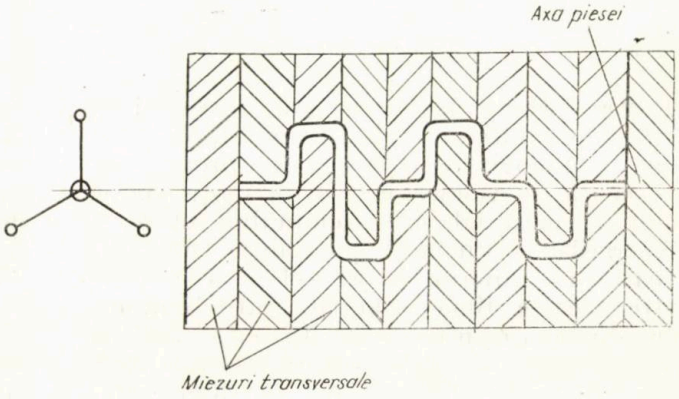


Fig. 4

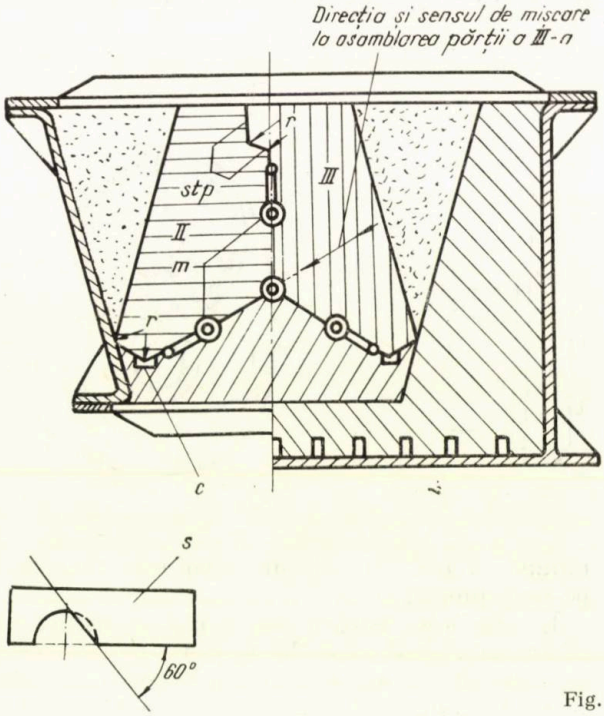


Fig. 5

Soluțiile indicate sînt complicate, lipsite de precizie și generatoare de incluziuni numeroase de nisip. Aceste defecte se datorează atît numărului mare de părți din care se compune forma de turnare, ceea ce duce la însumarea abaterilor dimensiunilor parțiale, cît și la o manoperă de execuție de asamblare a formei și a miezurilor, voluminoasă și complicată. De aici rezultă, în ansamblu, importante deplasări relative ale părților formei și ale miezurilor și numeroase incluziuni de nisip, care impun adaosuri de prelucrare mari și includ riscul de rebut. Incluziunile de nisip rămase, prinse în zone mai profunde ale masei piesei, deci invizibile și imposibil de îndepărtat prin prelucrare, constituie periculoase amorse pentru ruperea prin oboseală, la care arborii sînt expuși cu precădere în condițiile de exploatare.

Soluția propusă brevetată în România [2], în Franța [3] și în Anglia [4] (fig. 5), urmărește realizarea unei simplificări extreme a modului de execuție și de asamblare a formei, o creștere importantă a preciziei dimensionale a piesei turnate, ceea ce permite micșorarea adaosurilor de prelucrare, și eliminarea maximală a incluziunilor de nisip.

Acest rezultat s-a obținut prin elaborarea și aplicarea a trei principii : principiul de confecționare a formei de turnare din trei părți divizate prin trei planuri convergente ; principiul de asamblare a părților componente ale formei după un sistem de autocentrare de înaltă precizie și principiul rotunjirii tehnologice a muchiilor și colțurilor libere ale formei și miezurilor, prin care practic se suprimă formarea firimiturilor și, implicit, a incluziunilor de amestec de formare produse prin manipularea la asamblarea formei.

Din punct de vedere practic aceste principii se bucură de posibilități de aplicare universale în întreaga tehnologie a turnării, indiferent de felul materialului turnat, de compoziția materialului formei și al miezurilor, de gradul de mecanizare și automatizare a procesului tehnologic și de natura acestuia. Primul principiu este specific pieselor de mare complexitate a formei geometrice, de tipul arborilor cotiți în spațiu, în construcția cu manetoanele și fusurile cave, celelalte două principii putîndu-se aplica nu numai la piesele de acest gen, ci fără restricție la orice fel de piesă turnată, contribuind la mărirea însemnată a gradului de precizie geometrică a formei piesei, a calității suprafeței piesei și la reducerea conținutului de incluziuni nemetalice în piesă.

În cazul particular al unui arbore cotit în spațiu, turnat cu fusurile și manetoanele cave, s-a procedat în felul următor : forma de turnare s-a realizat din numai trei părți principale (I, II, III), obținute prin secționarea în lung a piesei, respectiv a modelului ei, după planurile sale principale de simetrie spațială, convergente în axul central al piesei. În plus, se obține și posibilitatea de a se realiza amplasarea comodă și precisă a miezurilor necesare pentru obținerea golurilor centrale din fusuri și manetoane.

În felul acesta se suprimă miezurile transversale (fig. 4) sau miezurile auxiliare (fig. 3). Forma propriu-zisă a piesei se realizează din numai trei părți principale, precis asamblate, iar miezurile mici *m*, necesare pentru realizarea golurilor interioare din fusuri și manetoane, sînt ușor și precis de introdus și de fixat prin lipire în părțile principale I, II, III ale formei (fig. 5 și 6).

Pentru evitarea părților contraconice ale mărcilor miezurilor mici *m*, care ar crea dificultăți la asamblarea părților principale ale formei I, II și III, mărcile miezurilor mici *m* se teșesc, iar montarea lor corectă în formă se realizează cu ajutorul unui șablon *S* (fig. 5).

Orientarea relativă, de precizie, a celor trei părți principale ale formei, fie miezuri exterioare (fig. 5), fie coji (fig. 6) [5] se realizează cu ajutorul unor suprafețe troncopiramidale, *s t p*, foarte larg dimensionate, cu scopul reducerii presiunii specifice de contact, prin care se garantează integritatea acestor suprafețe și totodată evitarea producerii de

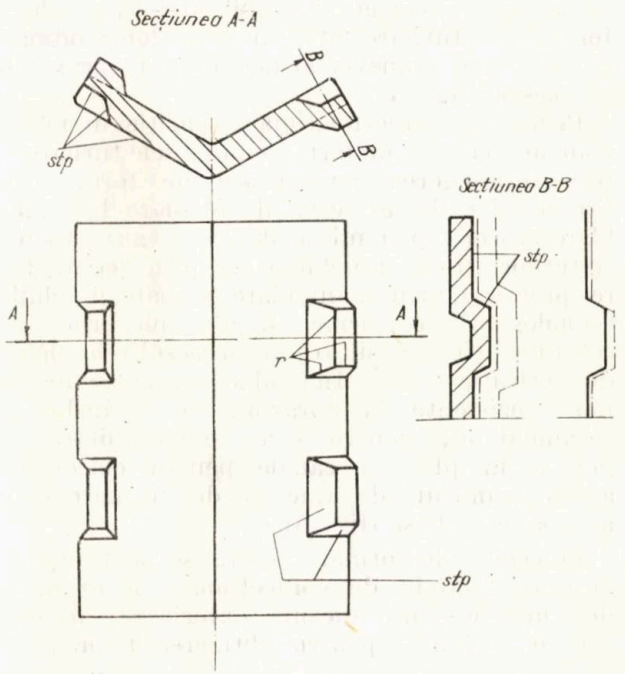


Fig. 6

firimituri de material de formare. Cu ajutorul acestor suprafețe se asigură conducerea și așezarea precisă, respectiv asamblarea precisă a părților principale componente I, II, III ale formei. Suprafețele de conducere și de așezare fac parte integrantă din fiecare parte principală I, II, III în parte (fig. 5 și 6). Forma

lor troncopiramidală asigură asamblarea precisă şi rigidă a formei, printr-un fel de angrenare spaţială, grosolană ca dimensiuni, dar foarte precisă ca toleranţe. Sub acţiunea unor forţe exterioare auxiliare, de strîngere, care

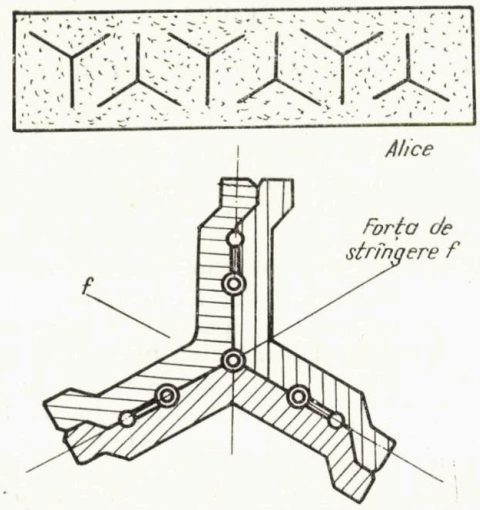


Fig. 7

se aplică concentric celor trei părţi principale ale formei — de pildă prin aşezarea formelor în cutii care se umplu apoi cu alice (fig. 6) — se asigură precizia şi stabilitatea asamblării formei de turnare atît în sens longitudinal, cît şi în sens transversal faţă de axul principal al piesei (fig. 7).

Pentru limitarea maximă a apariţiei de incluziuni de material de formare în piesele turnate — prin restrîngerea posibilităţii de formare a firimiturilor de material de formare la asamblarea formei şi a miezurilor, din cauza tocirii colţurilor şi a muchiilor — prin contactul reciproc sau prin manipulare — toate muchiile tehnologice ale formei şi ale miezurilor se rotunjesc (fig. 4 şi 5) prin procesul tehnologic de fabricaţie aplicat. În felul acesta creşte foarte mult rezistenţa la abraziune a colţurilor şi a muchiilor; pentru orice eventualitate se prevăd în plus şi canale pentru colectarea acelor firimituri de amestec de formare care ar apărea totuşi (fig. 5).

Procedeul de formare descris se poate aplica la orice metodă de confecţionare a formelor de turnare — în miezuri exterioare, în coji sau în cochile — pentru obţinerea unor piese complicate, turnate din orice aliaj metalic sau din alte materiale (ceară, mercur, mase plastice etc.) avînd o conformaţie spaţială mai mult sau mai puţin simetrică după trei plane convergente, această simetrie fiind înţeleasă în sensul mai larg, al unei simetrii tehnologice, necesare şi suficiente pentru confecţionarea formelor de turnare ale fiecăreia din ramificaţiile spaţiale ale piesei, în parte.

Prin aplicarea unor metode avansate de formare-turnare, prin folosirea unor aliaje de turnare perfecţionate, cum sînt fontele cu grafit nodular, fontele modificate etc., este posibil să se valorifice la maximum avantajul izotropiei proprietăţilor mecanice ale pieselor turnate, obţinîndu-se produse bune, comparabile cu produsele similare forjate sau matriţate, care sînt însă mai scumpe.

PROCÉDÉ BREVETÉ POUR LE MOULAGE ET LA COULÉE DES PIÈCES IMPORTANTES À CONFORMATION GÉOMÉTRIQUE COMPLIQUÉE

Il s'agit d'une méthode de sectionnement par trois plans concurrents de séparation des modèles et des moules de fonderie pour les pièces qui ont une conformation spatiale compliquée ; on donne en même temps un procédé précis d'assemblage par autocentrage à l'aide d'un engrenage réciproque des trois parties principales du moule.

PATENDED METHOD FOR MOULDING AND CASTINGOF MAIN PARTS WITH COMPLEX GEOMETRICAL CONFIGURATION

The paper presents a method of model and casting mould sectioning by means of three concurrent separation planes, for parts having complex spatial configuration, as well as a precise assembling method by self-adjustment, through a reciprocal gearing system of the main three parts of the mould.

BIBLIOGRAFIE

[1] Wanyorek C. *Cercetări cu privire la noi metode de turnare a arborilor cotiţi.* Bucureşti, I. D. T., 1967.
[2] Brevet român — Dosar O. S. I. nr. 42205/31.07.1958.
[3] Brevet francez — nr. 1.287.776.
[4] Brevet englez — nr. 975022/16.03.1965.
[5] Wanyorek C. *Ameliorarea calităţii şi preciziei pieselor turnate prin folosirea lianţilor minerali.* Metalurgia şi Construcţia de Maşini, nr. 3, 1959, p. 184—192.

Comportarea ţevilor sudate la eroziunea cavitaţională

Ing. E. LĂZĂRESCU
Filiala Iaşi a Academiei R.S.R.

ing. T. UNGUREANU
Ministerul Industriei Metalurgice

ing. ELENA NISTOR, ing. V. PÎNZARU şi fiz. N. BOHOSIEVICI
Uzina metalurgică — Iaşi

CZ. 621.774.21 : 620.193.16

Cercetările experimentale privind rezistenţa ţevilor sudate la eroziunea cavitaţională se pot efectua fie în condiţii de laborator, pe epruvete sau pe modele, fie în condiţii de exploatare.

S-a determinat indicele anual de eroziune cavitaţională la diverse probe de ţevi sudate la frecvenţa de 1 000 — 2 000 kHz şi la diferite intensităţi ale cîmpului ultrasonor. Eşantioanele au fost aşezate deasupra generatorului ultrasonor în motorină, după o direcţie paralelă cu planul plăcuţei de piezocuarţ.

Gradul de distrugere a pieselor, ca rezultat al eroziunii cavitaţionale, s-a determinat prin diferenţa dintre greutatea epruvetelor supuse ultrasunetelor şi greutatea epruvetelor netratate cu ultrasunete. Cîntărirea s-a făcut pe o balanţă microanalitică, cu o precizie de 10^{-5}g. Determinarea pierderii în greutate a probei erodate prin ultrasunete a fost posibilă datorită faptului că produsele de eroziune au putut fi îndepărtate uşor. Rezultatele experimentale s-au exprimat prin indicele gravimetric sau, alte ori, prin indicele de penetraţie a eroziunii, principalul criteriu de apreciere cantitativă a eroziunii şi care s-ar putea utiliza la proiectare şi pentru determinarea duratei de funcţionare.

Indicele gravimetric de eroziune, exprimat în mod curent în g/m²h, se defineşte prin variaţia greutăţii probei în urma eroziunii pe unitatea de suprafaţă şi în unitatea de timp :

$$K = \frac{\Delta g}{s \cdot t},$$

unde :

Δg reprezintă variaţia greutăţii probei datorită eroziunii cavitaţionale ;
s — suprafaţa probei, m² ;
t — durata expunerii probei la radiaţiile ultrasonore, h.

Aprecierea eroziunii cavitaţionale cu ajutorul indicelui gravimetric, neţinînd seama de greutatea specifică a metalului, nu scoate în evidenţă faptul că, pentru aceeaşi cantitate de material erodat, diferite metale îşi micşorează grosimea în proporţii diferite. De aceea, prezintă interes transformarea datelor gravimetrice, obţinute prin determinări experimentale directe, într-un coeficient caracteristic al micşorării grosimii metalului, adică printr-un indice de penetraţie a eroziunii cavitaţionale p.

Exprimînd pe K în g/m²h, iar greutatea specifică γ în g/cm³, rezultă :

$$p = \frac{K \cdot 8\,650}{\gamma \cdot 10\,000} \text{ mm/an.}$$

Dispozitivul experimental ultrasonor şi tehnica utilizată. Instalaţia experimentală este compusă din următoarele părţi : un oscilator (fig. 1), cu o gamă întinsă de frecvenţe, care poate fi prevă-

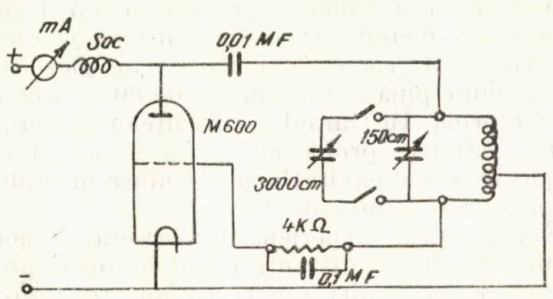


Fig. 1

zut, după necesitate, fie cu o lampă OT—100, fie cu o lampă SRS—304. La o tensiune anodică de 2 000 V se poate obţine, de exemplu, cu lampa OT—100, un curent anodic de 150 mA ; un redresor prevăzut cu două lămpi RG—250/3 000, pentru redresarea tensiunii alternative de 1 500—2 500 V, dată de un transformator

adecvat, izolat în ulei (fig. 2); un generator de ultrasunet propriu-zis (fig. 3).

Acest generator constă dintr-un suport de alamă în care s-a strunjit un prag inelar de adîncime egală cu grosimea cuarțului Q. Discul de cuarț, argintat pe ambele fețe, formează astfel un condensator electric. Fața inferioară

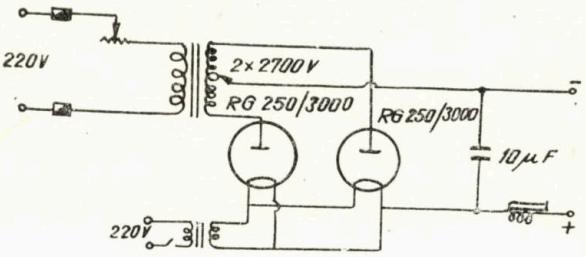


Fig. 2

a plăcuței de cuarț este în contact cu un al doilea inel de alamă inferior, fixat pe o placă de material izolant (ebonită). Plăcuța de cuarț Q este menținută între cele două inele metalice printr-o ușoară presiune exercitată de către resorturile cu care este prevăzut generatorul de ultrasunet.

Plăcuțele de piezocuarț sînt montate în suportul descris în așa fel, încît să se asigure obținerea unei energii sonore maxime și o răcire suficientă atît a lor, cît și a motorinei utilizate ca mediu cavitant (fig. 3).

În aceste cercetări experimentale s-au folosit două cuarțuri piezoelectrice, și anume: unul cu frecvența proprie de 2 000 kHz și cu suprafața utilizabilă de 5 cm² și altul cu frecvența proprie de 1 000 kHz și cu suprafața utilizabilă de 18 cm².

Celula A, în care se introduc motorinele pentru experimentare, se așază direct pe plăcuța de piezocuarț. În interiorul celulei cu motorină se introduce proba care urmează a fi supusă eroziunii cavitaționale, precum și un termometru cu mercur și o serpentină de răcire. Materialul de cercetat și plăcuța de piezocuarț se introduc pînă la o adîncime de 80 — 100 mm în motorină. În timpul experiențelor materialul este schimbat probă cu probă și astfel este supus eroziunii cavitaționale produse prin ultrasunete pe o durată de 1—3 h.

Într-un șir de experiențe s-a cercetat și modul cum influențează distanța variabilă dintre probă și generatorul ultrasonor asupra rezultatelor măsurărilor. În acest scop, unele probe de material au fost aduse pînă în contact cu generatorul, iar alte probe au fost introduse la adîncimi diferite în motorină, așa încît nu atingeau plăcuțele de piezocuarț. Rezultatele obținute au fost însă asemănătoare.

Cu ajutorul generatorului de ultrasunete s-au cercetat toți parametrii care influențează efectul distructiv al eroziunii cavitaționale, și anume: frecvența, intensitatea cîmpului ultrasonor, durata radiației ultrasonore, temperatura băii de motorină și diferite tipuri de motorine. În felul acesta, suprafețele probelor studiate și solicitate de cavitație au fost expuse la un spectru de solicitări fizico-chimice diferite, cu diverse intensități, în lichide cu acidități organice diferite, producîndu-se, în mod dorit, eroziuni mecanice progresiv crescătoare.

În cursul experiențelor s-au folosit patru tipuri diferite de motorine, avînd greutățile specifice respectiv de: 0,843; 0,850; 0,853 și 0,857 kg/dm³.

Cele patru tipuri de motorine indigene folosite au caracteristicile cuprinse în tabela 1.

Tabela 1

Tipul motorinei	Indice Diesel	Densitate, kg/dm³	Aciditate organică $\frac{\text{mg KOH}}{100\ \text{ml}}$	Punct de congelare	Viscozitate, °E la 20 °C
Motorina *1* (*A*)	55	0,850	4,48	—15—5	1,37
Motorina *2* (*B*)	53	0,843	3,36	—15	1,31
Motorina *3* (*C*)	48	0,853	2,80	—5	1,55
Motorina *4* (*D*)	47	0,857	2,24	—20	1,46

Rezultatele experimentale obținute. Probele de cercetat, confecționate din țevi sudate, au fost așezate în motorină deasupra generatorului ultrasonor, după o direcție paralelă cu suprafața lichidului. Printr-o alegere corespunzătoare a instalației experimentale și printr-un reglaj adecvat al intensității, al frecvenței ultrasonore și al temperaturii lichidului s-a avut în vedere posibilitatea de a obține rezultate reproductibile în aceleași condiții experimentale. Celula cu motorină a fost răcită permanent printr-o serpentină cu apă, pentru a menține temperatura acesteia la valori cuprinse între 35 și 40°C. În aceste condiții, fiecare probă a fost iradiată cu ultrasunete timp de 1 — 3 h pentru fiecare

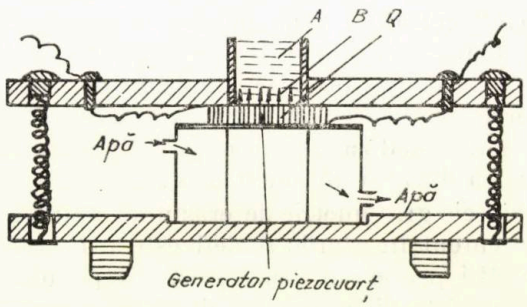


Fig. 3

valoare a curentului anodic al oscilatorului. Cantitatea de bule create, care se urcau spre suprafața motorinei, precum și mărimea lor, era direct proporțională cu intensitatea cîmpului ultrasonor în zona lichidului considerat. Dacă puterea radiației ultrasonore devenea insuficientă se constata că nu se formau bule

(absența cavitației). Din acest motiv s-a lucrat cu curenți anodici mai mari decît 40—50 mA.

Rezultatele experiențelor cu ultrasunete sînt date sub formă de grafice în figurile 4 și 5 (fig. 4 : curba *1* — motorina *1* ; $f = 1\,000$ kHz ; $t = 3$ h ; $\theta = 37°C$; curba *2* — motorina *2* ; $f = 1\,000$ kHz ; $t = 3$ h ; $\theta = 35°C$; curba *3* — motorina *3* ; $f = 1\,000$ kHz ; $t = 3$ h ; $\theta = 37°C$; fig. 5 : motorina *4* ; curba *1* — $f = 1\,000$ kHz ; curba *2* — $f = 2\,000$ kHz).

Din diagrame se vede că în cazul celor patru tipuri de motorine utilizate în prezenta lucrare, variația indicelui gravimetric de eroziune cavitațională are același caracter : o porțiune neliniară din grafic corespunde unor eroziuni slabe pînă la o intensitate a curentului anodic de 80 — 90 mA. La intensități mari ale radiației ultrasonore (curent anodic I >100 mA), distrugerea prin cavitație este direct proporțională cu intensitatea cîmpului ultrasonor și cu durata radiației.

După cum s-a arătat, în aceste experiențe, mărimea porțiunii neliniare din grafic depinde de starea suprafeței piesei supuse ultrasunetelor ; la probele cu suprafață lustruită, prima porțiune neliniară din grafic este mai mare.

Cu ajutorul datelor obținute din figurile 4 și 5 s-a calculat indicele de penetrație a eroziunii cavitaționale p produsă prin ultrasonare. Valorile calculate ale indicelui p sînt date în tabela 2.

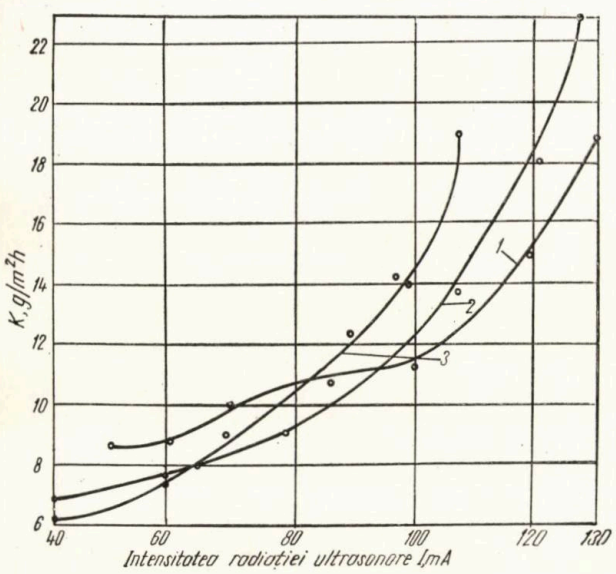


Fig. 4

Tabela 2

Tipul motorinei	Frecvența, kHz	Intensitatea, mA	Durata, h	K, g/m² h	p, μ/an
Motorina *1*	1 000	100	1	11,25	12,5
Motorina *2*	1 000	100	1	13,6	15,1
Motorina *3*	1 000	100	1	14,1	15,6
Motorina *4*	1 000	100	1	14,3	16,0

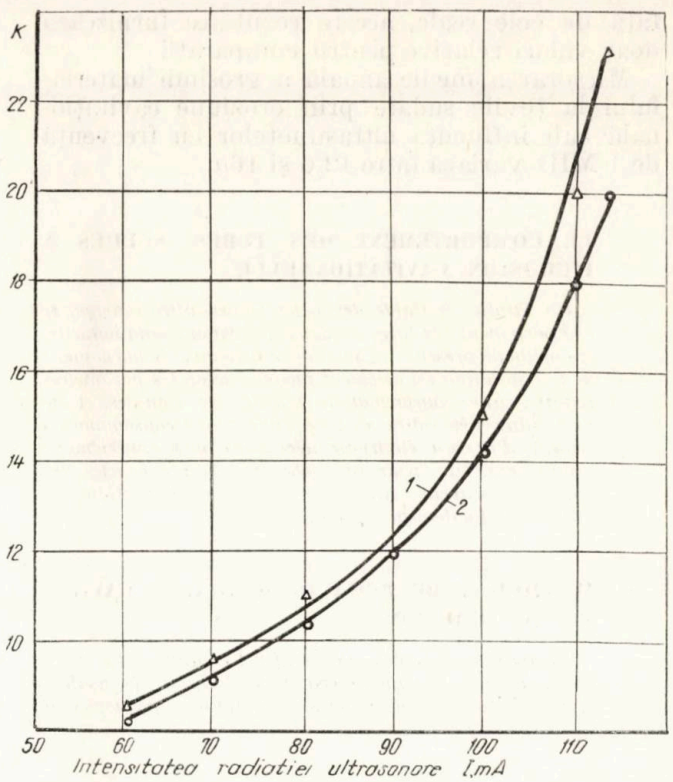


Fig. 5

Din examinarea datelor conținute în tabela 2 se constată că micșorarea anuală a grosimii materialului prin eroziune cavitațională la țevile sudate supuse radiației cu ultrasunete de frecvența 1 000 kHz și intensitatea 100 mA este cuprinsă între 12,5 μ, în cazul motorinei *1*, și 16 μ, în cazul motorinei *4*.

Concluzii. Rezultatele experimentale obținute permit stabilirea următoarelor concluzii :

— Cercetarea comportării materialelor din țevile sudate față de eroziunea cavitațională, efectuată cu ajutorul generatoarelor ultrasonore, prezintă următoarele avantaje :

— fenomenul de cavitație poate fi modelat ușor după parametrii doriți de experimentator ;

— consum redus de lichide și materiale necesare pentru încercări ;

— consum mic de energie electrică necesară experimentării ;

— spațiu redus pentru cercetare ;

— durata unei experiențe poate fi de numai cîteva ore ;

— probele pot fi supuse unor solicitări de cavitație ușor de reprodus.

Dezavantajele metodei ultrasonore de cercetare a eroziunii cavitaționale în țevile sudate pot fi rezumate în felul următor :

— rezultatele experiențelor se pot transfera doar calitativ în practică ;

— pierderile în greutate la probele erodate sub influența ultrasunetelor fiind mai mari

față de cele reale, aceste rezultate furnizează doar valori relative pentru comparații.

Micșorarea medie anuală a grosimii materialului la țevile sudate prin eroziune cavitațională sub influența ultrasunetelor cu frecvența de 1 MHz variază între 12,6 și 16μ.

LE COMPORTEMENT DES TUBES SOUDÉS À L'ÉROSION CAVITATIONNELLE

On étudie, à l'aide des générateurs ultra-sonores, le comportement des tubes soudés à l'érosion cavitationnelle. La méthode présente les avantages suivants : le phénomène de la cavitation est aisément modelé, selon les paramètres requis ; une consommation réduite de liquides et de matériaux nécessaires aux épreuves ; une consommation réduite d'énergie électrique nécessaire aux expériences ; espace restreint pour la recherche ; durée courte ; les épreuves peuvent être soumises aux sollicitations de cavitation facilement reproductibles.

WELDED TUBE BEHAVIOUR AGAINST CAVITATIONAL EROSION

Behaviour of welded tubes against cavitational erosion by means of ultrasonic generator is studyed. The method offers following advantages : cavitation phenomenon can be easily controled according to desired parametra : lowering of liquid and testing material consumption ; small electric energy consumption for testing ; restraint required testing room ; brief testing time ; samples undergo easy reproducible cavitational testings.

BIBLIOGRAFIE

[1] Pernik A. D. *Problemi kavitații.* Leningrad, 1966.

[2] Nolting B. E. *Cavitation produced by ultrasonics.* Proc. Phys. Soc., B. 63, 1956, p. 674.

[3] Pischinger A. *Cavitația în lichidele ușor vaporizabile ce conțin gaze.* Maschinenbau und Wärmewirsehaft, nr. 7, 1949, p. 1 — 13.

[4] Bărglăzan A. și Preda I. *Cercetări experimentale asupra fenomenului de cavitație în pompele axiale.* Studii și cercetări științifice, Timișoara, Tom I B, nr. 1—2, 1957, p. 41 — 48.

[5] Wiegand H. și Piltz H. H. *Zur Werkstaffzerstäsung durch kavitation.* MTZ—25, nr. 6, iunie, 1964, p. 227— 232.

[6] Wiegand H. *Despre utilizarea de emulsii și uleiuri anticorosive și efectul de protecție a acestora împotriva cavitației și coroziunii.* MTZ—25/5, mai, 1966, p. 192—196.

[7] Kerr S. L. *An index of cavitation Erosion by means of Radioisotopes.* Trans. of the A.S.M.E, 1958, p. 1308 — — 1314.

Determinarea iodometrică prin combustie a sulfului din fonte şi oţeluri

Chim. G. TĂUTU
Uzinele „Unirea" – Cluj

CZ 669.11 : 543.242.3 : 546.22

Problema determinării sulfului din fonte şi oţeluri este de mare importanţă, sulful fiind un element cu influenţă directă asupra proprietăţilor fizico-mecanice ale fontelor şi oţelurilor.

Mergînd pe linia perfecţionării metodelor de analiză utilizate în mod curent în laborator, a fost întreprins un studiu asupra metodei iodometrice prin combustie, de determinare a sulfului din fonte şi oţeluri.

Pe baza datelor din literatură [1] – [9] şi a observaţiilor asupra factorilor care influenţează mersul determinării sulfului din fonte şi oţeluri, prin metoda STAS 1459–60, s-a ajuns la concluzia că metoda poate fi îmbunătăţită prin cîteva modificări de ordin practic, aduse instalaţiei şi modului de lucru.

Schema instalaţiei preconizate este arătată în figura 1 (*1* – butelie de oxigen; *2* – ventil de reducţie; *3* – vas de spălare; *4* – turn de uscare; *5* – rotametru de laborator sau debitmetru pentru măsurarea debitului de gaz de la 20 la 180 l/h; *6* – tub de sticlă în formă de Y; *7* – transformator pentru reglarea tensiunii curentului; *8* – tub de combustie; *9* – nacelă de combustie; *10* – cuptor de calcinare cu bare de silită; *11* – termocuplu conectat cu un galvanometru; *12* – filtru pentru praf; *13* – robinet cu trei căi; *14* – vas de titrare şi absorbţie a gazelor; *15* – robinet cu trei căi şi cu trei deschideri în formă de T).

Modificările aduse se referă la vasul de titrare şi absorbţie a gazelor rezultate prin combustie *14*, care este redat în figura 2. La fel a fost introdus robinetul cu trei căi *13* şi tubul în Y *6*, care permit dirijarea curentului de oxigen prin cuptor sau prin exteriorul cuptorului, spre vasul de titrare şi rotametrul de laborator *5* sau debitmetrul, pentru măsurarea debitului de oxigen. La vasul de titrare a fost modificat barbotorul care are o singură cale de intrare pentru gaze şi robinetul pentru scurgerea soluţiilor *15* care a fost înlocuit cu un robinet cu trei căi şi trei deschideri în formă de T.

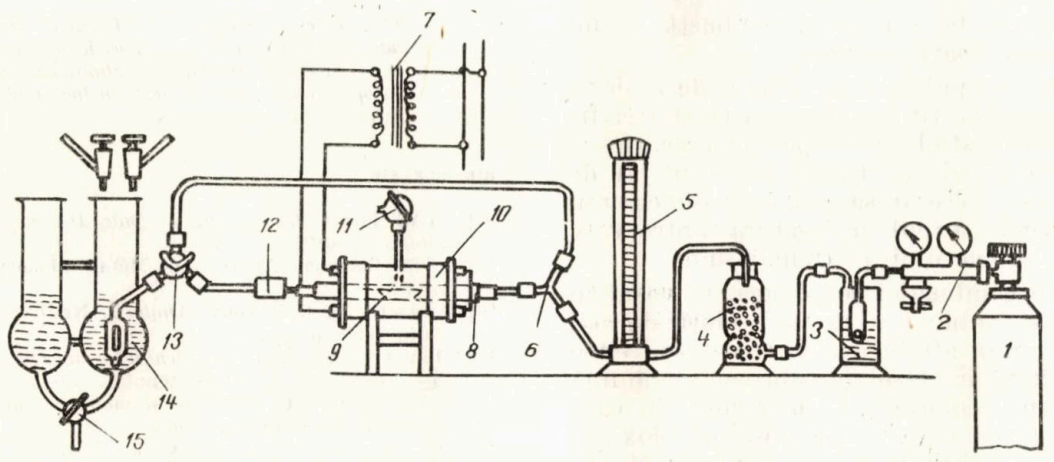


Fig. 1

Reactivii necesari sînt prescrişi de STAS 1459–60 adică soluţie 0,005 *n* de iod, soluţie 0,005 *n* tiosulfat de sodiu, soluţie de amidon 0,2%, care se va folosi totdeauna proaspăt preparată, staniu strunjituri, chimic pur.

Modul de lucru. În funcţie de conţinutul de sulf se cîntăresc 0,5 – 1,0 g cu o precizie de

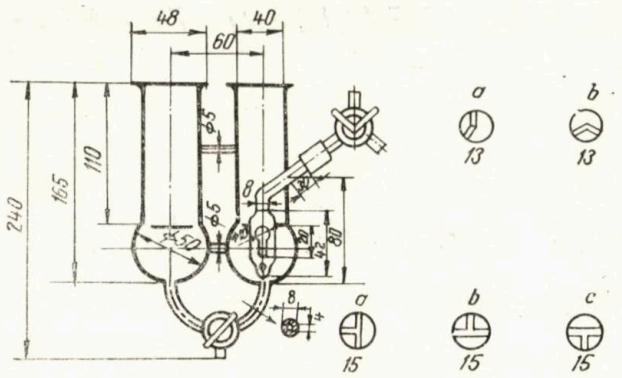


Fig. 2

0,0002 g şi se aşază într-o nacelă de porţelan. Se pun robinetele *13* şi *15* în poziţiile *a*. În acest caz curentul de oxigen va trece pe dinafara cuptorului spre vasul de titrare. Se reglează debitul curentului de oxigen la 60 l/h şi se reglează tensiunea curentului electric astfel încît temperatura cuptorului să fie de 1 350°C. Se introduce nacela în tubul de combustie în zona de încălzire a cuptorului şi se astupă cu dopul de cauciuc. Se introduc în vasul de titrare 100 ml soluţie de amidon şi se adaugă, din microbiureta de deasupra vasului de titrare, iod pînă cînd culoarea soluţiei este slab albastră. Se pune robinetul *15* în poziţia *b*, astfel încît soluţia colorată de amidon trece şi în vasul pentru soluţia martor. În momentul în care soluţia de amidon a ajuns la acelaşi nivel în ambele vase, se pune robinetul *13* în poziţia *b*, oxigenul trecînd astfel prin cuptor spre vasul de titrare. Astfel, în timpul în care au fost pregătite soluţiile în vasele de titrare pentru determinare, proba s-a topit, combustia avînd loc în condiţii foarte bune.

Pentru ca timpul în care soluţia de amidon trece din vasul de titrare în vasul martor să fie cît mai scurt, astfel ca timpul de pregătire a soluţiilor din vasele de titrare să fie în jur de un minut, este necesar să se aleagă dimensiuni adecvate pentru tubul de legătură dintre vase şi orificiile robinetului *15* (min. 3 mm).

În timpul combustiei se adaugă, în vasul în care se absoarbe bioxidul de sulf, soluţie de iod, din microbiureta aflată deasupra vasului, cu o astfel de viteză încît soluţia din vas să rămînă în permanenţă colorată. În momentul în care culoarea soluţiei în care s-a absorbit bioxidul de sulf devine constantă şi corespunzătoare soluţiei martor se opreşte adăugarea soluţiei de iod. Excesul eventual de iod se retitrează cu tiosulfat de sodiu care se adaugă pînă cînd culoarea soluţiilor din ambele vase devine aceeaşi. Pentru calculul rezultatelor, titrul soluţiei de iod se stabileşte cu ajutorul unei probe etalon.

Pentru ca titrul soluţiei de iod să fie stabilit în condiţii cît mai apropiate de cele în care se fac determinările, se recomandă ca, pe lîngă probele zilnice, să se facă două determinări cu proba etalon, cu care se va calcula titrul soluţiei de iod.

Cîteva determinări făcute în laborator cu instalaţia modificată sînt prezentate în tabela 1.

Tabela 1

Denumirea materialului	Conţinutul de sulf, %		
	Proba 1	Proba 2	Proba 3
Fontă brută FK 2	0,027	0,026	0,027
Fontă brută LK 2	0,020	0,021	0,022
Fontă brută FX 1	0,024	0,024	0,023
Fontă cenuşie (cubilou)	0,055	0,057	0,057
Fontă cenuşie (cubilou)	0,078	0,079	0,079
Fontă cenuşie (cubilou)	0,074	0,073	0,074
Fontă maleabilă (din rotative)	0,029	0,030	0,030
Fontă maleabilă (din rotative)	0,030	0,030	0,029
Fontă maleabilă (din rotative)	0,022	0,022	0,022
Oţel marca OLK	0,021	0,021	0,022
Oţel turnat	0,023	0,024	0,024

Pentru stabilirea titrului soluţiei de iod a fost folosit etalonul de oţel elaborat de ICEM, cu un conţinut de 0,043% S.

LA DÉTERMINATION IODOMÉTRIQUE PAR COMBUSTION DU SOUFRE DANS LES FONTES ET LES ACIERS

On décrit les modifications apportées à l'installation classique de détermination iodométrique du soufre dans les fontes et les aciers. Les modifications éliminent plusieurs désavantages de l'appareil en réduisant le nombre des opérations et les risques d'erreur.

IODOMETRIC DOSAGE OF SULPHUR BY COMBUSTION IN IRON AND STEEL

The paper presents modifications carried-out on standard equipment for iodometric dosage of sulphur in iron steel. Modifications eliminate several drawbacks of standard equipment, reducing number of operations and error possibilities.

BIBLIOGRAFIE

[1] STAS 1459 — 60. *Oţeluri şi fonte. Determinarea conţinutului de sulf.*

[2] ASTM Chemical Analysis of Metals. Philadelphia, 1965, p. 94.

[3] Pigott E. C. *Ferous Analysis.* Nr. 68, Wiley, New-York, 1953, p. 442.

[4] Dîmov A. M. *Analiza tehnică a minereurilor şi metalelor.* Bucureşti, Editura tehnică, 1952.

[5] Nădăşan St. *Încercări şi analize de metale.* Bucureşti, Editura tehnică, 1965.

[6] Bandy W. L. şi Buyek E. G. Straub W. A. *Determinarea cantitativă a urmelor de sulf în fontă şi oţel prin combustie şi coulometrie.* Analyt. Chem. 38, 1966, p. 1485.

[7] Hilebs L. L. E. şi Wilkins D. H. *The determination of sulfur in silicon-iron.* Analyt. Chem. Acta, 20, 1959, p. 344.

[8] Chindler N. şi Benţa M. *Analiza rapidă a fontelor şi oţelurilor.* Bucureşti, Editura tehnică, 1968.

[9] Sîci V. I. şi Mirosnicenks. *Determinarea în aceeaşi probă a sulfului şi carbonului aflate în oţeluri carbon şi bogat aliate.* Zavodskaia Laboratoria, nr. 1, 1967, p. 31.

Observaţii privind practica cromării dure

Chim. M. BINDER

CZ 669.268.7

Compoziţia băilor electrolitice de crom dur. Conţinutul în acid cromic poate varia de la 200 la 500 g/l, cu un adaos de acid sulfuric de 1 — 2%. În aceste băi, depunerea electrolitică de crom se poate varia după necesităţi. În general, viteza de depunere este de 10 — 20 μm/h. Se poate ajunge şi la depuneri de ordinul 0,2 — 0,5 mm în circa 10 — 12 h, dacă se lucrează în zonele cele mai favorabile, adică la o temperatură de 55 ± 2°C şi cu o densitate de curent de 50 A/dm², obţinînd astfel depunerile cele mai dure şi netede în timpul cel mai scurt posibil.

Se recomandă ca suprafaţa anozilor (plăcilor de plumb-antimonos de 5 — 7%) să fie aproximativ identică cu suprafaţa pieselor (catodului). În acest caz se constată o depunere mai regulată a cromului; cînd se folosesc anozi auxiliari, această relaţie se schimbă.

La cromarea inelelor de trefilare cu diferite diametre se utilizează un anod central, plasat la aproximativ 5 mm de suprafaţa care trebuie cromată. În cazuri speciale anodul se poate executa din oţel (de exemplu la tuburi). Utilizarea ocazională a oţelului pentru fabricarea anozilor nu strică comportarea electrolitului ci, din contra, ameliorează factorii de penetrare şi duritate. Se interzice folosirea oţelului inoxidabil ca anod.

În general, pentru executarea montajelor catodice se utilizează cuprul, datorită excelentei sale conductibilităţi, dar tot aşa se poate utiliza şi fierul pur. În acest caz se prevăd secţiuni duble faţă de cele prevăzute pentru cupru (1 A/mm² de secţiune). La băile de crom dur, baia suportă mai mult ca impuritate fierul decît cuprul (cantitatea de fier în băile de crom dur poate varia între limitele de 0 — 5 g/l, fără cel mai mic inconvenient). Montările de cupru de multe ori au ca rezultat erori grave datorită faptului că stratul protector se defectează în timpul electrolizei, lăsînd loc de atac soluţiei de crom, care atacă rapid contactele şi conductorii. Contactele hibride (ex. piuliţe de oţel pe bare de cupru sau invers) provoacă cupluri nefaste. Folosirea aluminiului este interzisă.

Montarea anodică. Cromarea dură propriu-zisă se desfăşoară într-o baie încălzită automat, cu ajutorul comutatoarelor a căror deservire, conform numerotaţiilor din tabloul de comandă (fig. 1), este următoarea: *1* — comutatorul principal DITU (pe perete); *2* — comutator general; *3* — de încălzire a electrolitului, indicată de lampa electrică galbenă *6*; *4* — curentul de galvanizare, indicat de lampa electrică roşie *7*; *5* — reglarea încălzirii (rapid lent); *8* — schimbător de polaritate.

Tabloul de comandă mai conţine un voltmetru şi un ampermetru pentru indicarea curentului de galvanizare.

Ordinea operaţiilor care se execută este următoarea: Se conectează comutatoarele *1*, *2*, *3*, *5* (rapid), *8*. După o perioadă de încălzire de circa 3 h, stingerea indică obţinerea temperaturii optime de lucru de 55°C; prin reglarea lui *5* la poziţia lentă, se asigură menţinerea temperaturii constante de 55 ± 2°C. După pornirea ventilatorului şi conectarea lui *4* (curent de galvanizare) se fixează maneta schimbătorului de poli *8*, spre curent invers. Fixînd tensiunea curentului de galvanizare la 2—3 V, se face legătura electrică cu dispozitivul de cromaj pregătit în prealabil împreună cu piesa ce se cromează şi anodul.

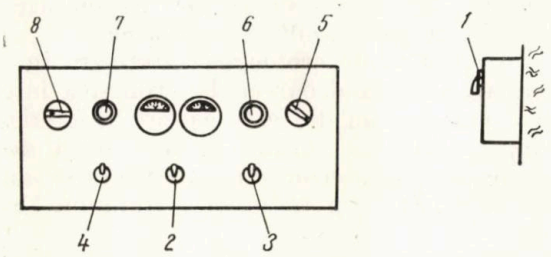


Fig. 1

Pregătirea pieselor înainte de galvanizare se execută în felul următor: după o degresare riguroasă în soluţii alcaline calde, compusă din sodă caustică şi fosfat trisodic, piesele se decapează în acid clorhidric diluat, se neutralizează cu pastă de var, se spală în apă curgă-

toare, apoi se montează pe dispozitivele respective pentru a începe atacul anodic.

După un atac de 0,5 — 1,5 min, în care timp se îndepărtează gazele rămase absorbite, straturile decarburate care conţin oxizi, eventualele granule abrazive etc., fără îndepărtarea cărora aderenţa stratului de crom nu se realizează, se fixează maneta schimbătorului de polaritate *8*, la curent direct, reglîndu-se valorile curentului de galvanizare la regimul calculat în prealabil (50 A/dm^2). În timpul operaţiei se va controla indicaţia instrumentelor, de a menţine valorile de reglaj.

După terminarea operaţiei de cromare se deconectează întrerupătoarele începînd cu cel principal (DITU *1*). Se scoate tubul termoregulator, care după spălare se pune pe bara anozilor.

Piesele cromate dur, spălate, uscate, sînt supuse unei detensionări într-o baie de ulei la temperaturi de 150 — 200°C, timp de 2 — 3 h. Acest tratament duce la micşorarea rezistenţei la oboseală a piesei, dar nu la scăderea sensibilă a durităţii şi rezistenţei la uzură.

Este de reţinut faptul că piesele care necesită cromaj parţial trebuie imersate într-o baie de ceară; ulterior se îndepărtează cu o soluţie de tricloretilenă de pe porţiunile care trebuie cromate. Sub această peliculă stratul este protejat de atacul cromului. În cadrul secţiei de galvanizare această operaţie se efectuează cu materialul plastic denumit guticolor-incolor. Tot cu acest material se izolează de atacul electrolitului dispozitivele de agăţare, precum şi părţile anodului auxiliar, executate din oţel sau cupru, avînd însă grijă ca părţile conductibile să fie absolut curate. Stratul aplicat se usucă în 10 — 15 min, iar în caz de îndepărtare accidentală a stratului în timpul manipulării, piesele se vor reacoperi prin imersie sau prin ungere cu o pensulă. Pelicula izolatoare se poate îndepărta prin tratare cu materiale organice ca toluenul sau xilenul etc. Straturile îngroşate excesiv se pot decoji cu mîna.

Pentru înlăturarea greşelilor, ca măsuri de precauţie, se recomandă următoarele:

— Să se execute cromarea interioară în băi separate; aceasta deoarece la cromarea interioară a pieselor, anodul este aşezat în interiorul piesei, avînd deci suprafaţă mai mică decît catodul; baia se descompune, mărindu-se cantitatea de Cr_2O_3 prin reducerea cromului hexavalent.

— Să se cromeze, atît cît este posibil, totdeauna piese cu aceleaşi suprafeţe şi cu forme egale.

Dacă baia totuşi nu are randamentul dorit, se analizează o probă, această analiză permiţînd determinarea elementelor care pot contribui la regenerarea băii.

Se menţionează că echilibrul electrolitului are o importanţă primordială. Concentraţia în acid cromic, din care se obţine metalul depus, se diminuează cu timpul. Prin analize săptămînale şi buletine de analiză, greşelile se pot remedia la timp. Atunci cînd baia nu are randament bun, se poate întrebuinţa pentru cromarea pieselor care necesită depuneri de 300 — 500 μm. Pentru aceasta, piesele se ţin în baie 13 — 15 h, pînă la completa epuizare a băii.

După inversarea curentului este necesară asigurarea unei intensităţi de curent constante, în tot timpul electrolizei. Cîteodată ampermetrul de control indică fluctuaţii; în acest caz este vorba de un contact scufundat în baie; pentru remediere trebuie reîncepută cromarea. În practică de multe ori s-a întîmplat ca ampermetrul să arate salt brusc al curentului de galvanizare şi iarăşi o revenire rapidă în poziţie normală. În acest caz, cauzele au fost:

— ruptura băşicilor de hidrogen care s-au format între anodul auxiliar şi piesă (caz fără importanţă);

— izolarea insuficientă a dispozitivului, a muchiilor, a părţilor care nu necesită cromare sau din cauză că stratul nu a fost destul de uscat. Soluţia băii pătrunde sub strat, deslipeşte pelicula şi deci se măreşte suprafaţa totală de cromat. În acest caz se va mări intensitatea curentului pînă la încetarea fluctuaţiei.

Nu se admit întreruperi de curent în timpul cromării dure. În cazul întreruperii, ori care ar fi cauza, se recomandă a lăsa piesa în baie şi a reîncepe cromarea cu inversare.

În cazul cînd este necesar a se îndepărta stratul de crom se face decromatarea piesei.

Compoziţia băii de decromatare este următoarea: sodă caustică de 20 — 40% şi apă; tensiunea de lucru, 6 V.

OBSERVATIONS SUR LA PRATIQUE DU CHROMAGE DUR

L'article contient le mode d'exécution du chromage dur pour les pièces qui doivent avoir une résistance accrue à l'usure, ainsi que la description des défections qui peuvent survenir durant le processus de chromage et la manière d'y porter remède.

OBSERVATIONS REGARDING HARD CHROME PLATING

The paper presents methods of hard chrome plating for parts requesting high wear resistance, as well as possible defections arrising during chrome plating and their removal.

Considerații privind repartiția cuprului și a plumbului la topirea aglomeratelor cupro-plumboase în cuptorul Water Jacket

Prof. dr. **FL. OPREA** și ing. **P. MOLDOVAN**
Institutul politehnic – București

CZ 622.343/. 344 :622.788 :669.3/.4

Progresele tehnice realizate în pirometalurgia metalelor grele neferoase și multiplele întrebuințări ale acestor metale au dat un mare impuls dezvoltării producției lor și micșorării conținutului de metale utile în subprodusele metalurgice. Dacă se ține seamă de conținuturile de metale utile existente în mod uzual în zgurele obținute în procesele de extragere pirometalurgice Pb = 1–3 % (în medie 2%); Zn = 5–8% (în medie 6%); Cu = = 0,5–1,5% (în medie 0,7%) etc., se poate trage concluzia că obținerea acestor subproduse atrage după sine pierderi mari de metale neferoase.

Cercetările sistematice efectuate în legătură cu prelucrarea aglomeratelor cupro-plumboase au arătat că conținutul de cupru și plumb în zgură și în matele cupro-plumboase variază la intervale mici de timp (nu numai de la un schimb la altul), dovedind prin aceasta un regim tehnologic instabil. Principalii compuși ai cuprului în zgura solidificată (calcozina, borniții, calcopirita, cuprul metalic, oxidul de cupru, feriții, silicații etc.) și combinațiile plumbului în mate (sulfura de plumb, plumbul metalic, oxidul etc.) sînt condiționate de pierderile de natură electrochimică – migrația cationilor Cu^{2+} (din mată în zgură) și Fe^{2+}, Pb^{2+} (din zgură în mată) – și de natură mecanică (determinate de o serie de factori fizico-chimici și de condițiile conducerii proceselor de topire: temperatură, compoziția chimică a zgurelor și matelor, calitatea încărcăturii și a fondanților etc.).

În numeroase lucrări de cercetare se subliniază acțiunea unor factori care măresc solubilitatea cuprului și a plumbului în zgure (creșterea temperaturii, acțiunea oxidantă a atmosferei gazoase din cuptor, activitatea componenților care scad tensiunea interfazică la limita metal (mată) – zgură etc.) sau o micșorează (creșterea acidității zgurei, înlocuirea FeO cu CaO etc.).

În lucrarea de față se caută ca prin aplicarea principiilor matematicii statistice [1] – [8] – metoda analizei regresive și corelative – să se prezinte în mod unitar o analiză obiectivă a legăturii dintre doi sau mai mulți parametri care influențează procesul tehnologic în condițiile normale de lucru pentu a se stabili modul cum materia primă sau alți factori determină variația compoziției produselor finite sau repartiția elementelor principale în fazele lichide.

La obținerea matei în cuptorul Water Jacket, la uzinele „1 Mai" – Firiza, în perioada cînd s-au cules date și s-au luat probe, nu s-a lucrat cu zgure de compoziție constantă. Dacă % FeO a variat mai puțin (32–39%), SiO_2 a variat de la 21 la 33%. Compoziția matei nu a fost constantă. Conținutul de cupru și de plumb a variat în limite foarte largi din cauză că procesul tehnologic realizat nu a fost stabil (constant), nefiind posibil un calcul metalurgic suficient de exact care să ducă la corectarea corespunzătoare a compoziției zgurei și a matei. Aplicîndu-se metodele matematicii statistice, pentru efectuarea lucrării au fost luate în considerare datele analizelor chimice ale matei cupro-plumboase și ale zgurei obținute la topirea aglomeratelor în cuptorul vertical Water Jacket I, în perioada iunie – iulie 1967, de la uzinele „1 Mai" – Firiza. În calitate de „probămartor" au fost selecționate 45 compoziții de zgure (fig. 1) și 14 compoziții de mate (tabela 10) care au servit pentru calculele matematice. Calculele au fost efectuate după metodica analizei regresive liniare cu unul, doi și patru factori.

Studiul repartiției cuprului în zgură. În ceea ce privește interdependența dintre factorii care determină pierderile de cupru în zgure, s-a căutat să se țină seamă de influența principalilor componenți ai zgurelor (SiO_2, CaO, FeO etc.), de influența cuprului din mată și aglomerat (concentrat) și de cantitatea de aglomerat

introdus la topire. În cadrul analizei regresive cu un factor a fost studiată corelația dintre % Cu în zgură și factorii de bază care influențează creșterea sau micșorarea pierderilor de cupru (% SiO_2, % FeO și % CaO în zgură; % Cu în mată).

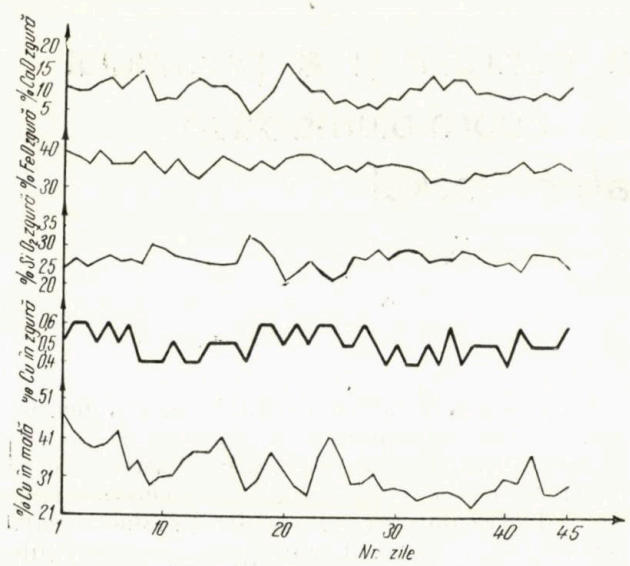


Fig. 1

Pentru efectuarea calculelor matematice s-au făcut următoarele notații:

y = % Cu în zgură; x_1 = % SiO_2 în zgură; x_2 = % Cu în mată; x_3 = % FeO în zgură; x_4 = % CaO în zgură;

$$S = \sum_{i=1}^{n} x_i ; \quad SS = \sum_{i=1}^{n} x_i^2$$

$$\frac{S^2}{n} = \frac{\left(\sum_{i=1}^{n} x_i\right)^2}{n} ; \quad SP = \sum_{i=1}^{n} x_i y_i ;$$

$$\frac{S_i \cdot S_j}{n} = \frac{\sum_{i=1}^{n} x_i \sum_{j=1}^{n} y_j}{n} ;$$

$$SSD = SS - \frac{S^2}{n} ; \quad SPD = SP - \frac{S_i \cdot S_j}{n}$$

$$SSD_{y|x_i} = SSD_y - \sum_{i=1}^{n} b_i \cdot SPD_{x_i y}$$

Forma generală a ecuației regresive liniare cu m parametri independenți este:

$$y = a + b_1 (x_1 - \bar{x}_1) + b_2 (x_2 - \bar{x}_2) + \\ + \ldots + b_m (x_m - \bar{x}_m),$$

în care:

$$a = \frac{S_y}{n} ; \quad \bar{x}_i = \frac{S_{x_i}}{n} .$$

Cazul I: $y = f(x_1)$. Calculele e... (tabela 1) pentru determinarea ecuație... exprimă dependența dintre % Cu (y...

Tabe...

	x_1	y
n	45	45
S	1216,2	22,6
SS	33109,440	11,6
S^2/n	32869,832	11,3502
SSD	239,608	0,2498
SP		$x_1 y$
$S_i S_j/n$		607,7200
SPD		610,8026
		−3,0826
$b_1 = SPD_{x_1 y} / SSD_{x_1} = -0,0128$		
S/n	27,0266	0,5022

% SiO_2 (x_1) în zgură au permis să se stabilească relația (1):

$$y = 0,5022 - 0,0128 (x_1 - 27,0266) \qquad (1)$$

Pe baza criteriului v^2 (care se calculează ca în tabela 2), din tabelele de matematică statistică [2], [4] se află că probabilitatea corelației de mai sus este de 99,5%; coeficientul de corelație $r_{x_1 y} = 0,39$.

Tabela 2

	Nr. grade libertate, f	Dispersiile	Criteriul v^2
$b_1 \cdot SPD_{x_1 y} = 0,039642$	1	$S_2^2 = 0,039642$	$v^2 = \frac{S_2^2}{S_1^2} = 8,11$
$SSD_y\|_{x_1} = 0,210158$	43	$S_1^2 = 0,004887$	

În calitate de coeficient de probabilitate pentru b_1 se utilizează criteriul

$$t : t_{b_1} = \frac{b_1}{\sqrt{S_1^2 / SSD_{x_1}}} = 2,87$$

Probabilitatea [4] valorii coeficientului b_1 ajunge la 99,5%.

În același mod, pe baza analizei regresive cu un factor, s-au stabilit și ecuațiile pentru celelalte cazuri (tabela 3).

Tabela 3

Cazul	Ecuația	Criteriul v^2 ($f_1=1$; $f_2=43$)	Probabilitatea corelației P,%
$y = f(x_2)$	$y = 0,5022 + 0,0034 (x_2 - 32,6577)$	3,41	95,0
$y = f(x_3)$	$y = 0,5022 + 0,0137 (x_3 - 36,515)$	5,48	97,5
$y = f(x_4)$	$y = 0,5022 + 0,0011 (x_4 - 10,595)$	0,03	foarte mică

Corelaţia $y = f(x_4)$ nu se confirmă, ecuaţia determinată neverificînd bine datele practice; dispersia (S_1^2) este foarte mare. Din analiza regresivă efectuată rezultă că conţinutul de CaO din zgură nu poate fi factorul determinant care să micşoreze pierderile de cupru, cu toate că în prezenţa silicaţilor de calciu în zgure pierderile sînt mai mici decît în cazul silicaţilor de fier; în cantităţi nu prea mari (sub 16%) oxidul de calciu micşorează solubilitatea matei în zgură, viscozitatea topiturii, greutatea specifică şi temperatura de topire a zgurei.

Corelaţia $y = f(x_2)$ se confirmă cu o probabilitate de 95%; dispersia este relativ mare (tabela 9) şi din această cauză ecuaţia determinată prin calcule arată, cu o oarecare aproximaţie, că creşterea conţinutului de cupru în mată măreşte pierderile de cupru în zgure conform coeficientului de distribuţie al lui Nernst:

$$L_{Cu} = \frac{[\text{Cu}]_{\text{mată}}}{(\text{Cu})_{\text{zgură}}}$$

Corelaţia $y = f(x_3)$ se confirmă cu o probabilitate de 97,5%; dispersia (S_1^2) este mare, dar mai mică decît în cazul studiului influenţei CaO asupra Cu din zgură. Rezultatele care se obţin cu ajutorul ecuaţiei stabilite arată faptul că zgurele feruginoase cu toate că măresc productivitatea la topire şi au o temperatură de topire şi o viscozitate reduse nu sînt indicate în pirometalurgia cuprului deoarece măresc pierderile de cupru datorită unei separări incomplete a matei de zgură şi a dizolvării sulfurii cuproase în zgure.

Corelaţia $y = f(x_1)$ se confirmă cu o probabilitate de 99,5%. Din analiza corelativă privind influenţa unui singur factor rezultă că parametrul principal care influenţează pierderile de cupru îl constituie % SiO_2 din zgură, fapt confirmat de probabilitatea corelaţiei (99,5%). Ecuaţia determinată prin calcule arată faptul că creşterea conţinutului de silice, cu toate că măreşte temperatura de topire şi viscozitatea zgurelor scade solubilitatea sulfurilor de cupru în zgure.

Din calculele efectuate privind analiza regresivă cu un singur factor se desprinde necesitatea luării în consideraţie a ansamblului de factori care determină variaţia % Cu în zgure (% SiO_2, % FeO şi % CaO în zgură, % Cu în mată etc.) şi nu a cîte unui singur factor izolat. Din această cauză, în prezenta lucrare s-a trecut în continuare la aplicarea metodicii analizei regresive cu doi şi patru factori.

Cazul II: $y = f(x_1, x_2)$. Calculele (tabela 4) pentru stabilirea ecuaţiei regresive au dus la determinarea relaţiei (2).

Tabela 4

	x_1	x_2	y
n	45	45	45
S	1216,200	1469,6	22,6
SS	33109,440	49557,9000	11,6
S^2/n	32869,832	47993,8702	11,3502
SSD	239,608	1564,0298	0,2498
		x_1x_2	x_1y
SP		39675,5900	607,7200
S_iS_j/n		39718,3893	610,8026
SPD		−42,7993	−3,0826
			x_2y
SP			743,4700
S_iS_j/n			738,0657
SPD			5,4043
D_{x1x2}		372 922,3	
b_1		−0,0123	
b_2		0,00311	
S/n	27,0266	32,6577	0,5022

Coeficienţii b_1 şi b_2 au fost calculaţi din următorul sistem de ecuaţii:

$$\begin{cases} b_1 \cdot SSD_{x_1} + b_2 \cdot SPD_{x_1x_2} = SPD_{x_1y} \\ b_1 \cdot SPD_{x_1x_2} + b_2 \cdot SSD_{x_2} = SPD_{x_2y} \end{cases}$$

$$\begin{cases} 239{,}608\ b_1 - 42{,}7993\ b_2 = -3{,}0826 \\ -42{,}7993\ b_1 + 1564{,}0298\ b_2 = 5{,}4043 \end{cases}$$

iar $D_{x_1x_2}$, pe baza relaţiei:

$$D_{x_1x_2} = SSD_{x_1} \cdot SSD_{x_2} - (SPD_{x_1x_2})^2 = 372.922{,}3$$

$$y = 0{,}5022 - 0{,}0123\,(x_1 - 27{,}0266) + 0{,}00311\,(x_2 - 32{,}6577) \qquad (2)$$

Cu ajutorul criteriului v^2 (tabela 5) se află [2], [4] că probabilitatea corelaţiei dintre % Cu în zgură, % SiO_2 în zgură şi % Cu în mată este de 99,5%.

Tabela 5

	Nr. gradelor de libertate, f	Dispersiile	Criteriul v^2
$\Sigma b_i . SPD_{xy} = 0{,}054723$	2	$S_2^2 = 0{,}027361$	$v^2 = \frac{S_2^2}{S_1^2} = 5{,}89$
$SSD_y \mid_{x_1x_2} = 0{,}195077$	42	$S_1^2 = 0{,}004644$	

Pentru estimarea coeficienților a, b_1 și b_2 se utilizează criteriul „t" care urmează repartiția „Student" cu $f=42$ grade de libertate : $t_a = \frac{a}{S_a} = 49{,}7$. Probabilitatea coeficientului a este de 99,9%

$t_{b_1} = \frac{b_1}{S_1 \sqrt{\frac{SSD_{x_2}}{D_{x_1x_2}}}} = 2{,}79$; probabilitatea valorii coeficientului b_1 este de 99,5%.

$t_{b_2} = \frac{b_2}{S_1 \sqrt{\frac{SSD_{x_1}}{D_{x_1x_2}}}} = 2{,}23$; coeficientul b_2 se confirmă cu o probabilitate de 98%.

În mod similar se efectuează calculele și pentru celelalte cazuri (tabela 6).

ionilor prin limita interfazică. Coeficientul de distribuție al lui Nernst $L_{Cu} = \frac{[Cu]_{mată}}{(Cu)_{zgură}}$ reflectă și în acest caz corelația dintre distribuția cuprului între zgură și mată. Cu ajutorul relației obținute se poate stabili maximul de % SiO_2 în zgure și minimul % Cu în mată în condițiile optime ale procesului de topire (fig. 2).

Relațiile [$y = f(x_1, x_3)$; $y = f(x_1, x_4)$; $y = f(x_2, x_3)$; $y = f(x_2, x_4)$; $y = f(x_3, x_4)$] și coeficienții lor se confirmă cu o probabilitate mai mică; dispersiile sînt foarte mari, ceea ce face ca rezultatele obținute prin aplicarea acestor relații să nu reflecte realitatea tehnologică.

Tabela 6

Cazul	Ecuația	Criteriul v^2 ($f_1 = 2$; $f_2 = 42$)	Probabilitatea corelației [%]
$y=f(x_1,x_3)$	$y=0{,}5022-0{,}0103\ (x_1-27{,}0266)+0{,}0091\ (x_3-36{,}515)$	2,1	89
$y=f(x_1,x_4)$	$y=0{,}5022-0{,}0169\ (x_1-27{,}0266)+0{,}009\ (x_4-10{,}595)$	5,76	99
$y=f(x_2,x_3)$	$y=0{,}5022+0{,}0023\ (x_2-32{,}6577)+0{,}011\ (x_3-36{,}515)$	3,43	95
$y=f(x_2,x_4)$	$y=0{,}5022+0{,}0034\ (x_2-32{,}6577)+0{,}00003\ (x_4-10{,}595)$	1,66	foarte mică
$y=f(x_3,x_4)$	$y=0{,}5022+0{,}013\ (x_3-36{,}515)+0{,}0019\ (x_4-10{,}595)$	2,56	90

Relația regresivă $y = f(x_1, x_2)$ se adeverește cu o probabilitate de 99,5%. Această ecuație verifică foarte bine rezultatele practice, confirmînd faptul că din punctul de vedere al pierderilor de cupru este mult mai avantajos să se lucreze cu zgure acide, deși acestea duc la creș-

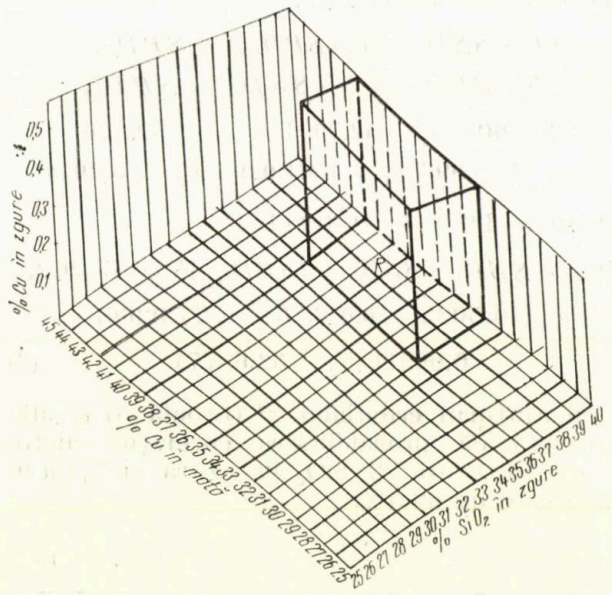


Fig. 2

terea consumului de combustibil și la scăderea productivității cuptorului. Prin creșterea conținutului de SiO_2 în zgure se mărește tensiunea interfazică și, ca urmare, se îngreuiază trecerea

Cazul III: $y = f(x_1, x_2, x_3, x_4)$. Rezultatele analizei regresive cu patru factori sînt date în tabelele 7 și 8.

Pentru calculul coeficienților b_1, b_2, b_3, b_4 s-a pornit de la sistemul de ecuații de forma :

$$b_1 \cdot SSD_{x_1} + b_2 \cdot SPD_{x_1x_2} + b_3 \cdot SPD_{x_1x_3} + b_4 \cdot SPD_{x_1x_4} = SPD_{x_1y}$$

$$b_1 \cdot SPD_{x_2x_1} + b_2 \cdot SSD_{x_2} + b_3 \cdot SPD_{x_2x_3} + b_4 \cdot SPD_{x_2x_4} = SPD_{x_2y}$$

$$b_1 \cdot SPD_{x_3x_1} + b_2 \cdot SPD_{x_3x_2} + b_3 \cdot SSD_{x_3} + b_4 \cdot SPD_{x_3x_4} = SPD_{x_3y}$$

$$b_1 \cdot SPD_{x_4x_1} + b_2 \cdot SPD_{x_4x_2} + b_3 \cdot SPD_{x_4x_3} + b_4 \cdot SSD_{x_4} = SPD_{x_4y}$$

Ținînd seamă de valorile din tabela 7 s-a obținut :

$$b_1 = -0{,}0151\ ;\ b_2 = 0{,}0029\ ;\ b_3 = 0{,}0036\ ;\ b_4 = 0{,}0087$$

$$y = 0{,}5022 - 0{,}0151\,(x_1 - 27{,}0266) + 0{,}0029\,(x_2 - 32{,}6577) + 0{,}0036\,(x_3 - 36{,}515) - 0{,}0087\,(x_4 - 10{,}595) \qquad (3)$$

Cu ajutorul criteriului v^2 se află că probabilitatea corelației de mai sus este de 99%.

Tabela 7

	x_1	x_2	x_3	x_4	y
n	45	45	45	45	45
S	1216,2	1469,6	1643,2	476,8	22,6
SS	33109,44	49557,9	60152,56	5333,8	11,6
S^2/n	32869,832	47993,8702	60002,36	5163,072	11,3502
SSD	239,608	1564,0298	150,2	170,728	0,2498
		x_1x_2	x_1x_3	x_1x_4	x_1y
$SP_{x_1x_i}$		39675,59	44343,9700	12781,3400	607,7200
$S_{x_1}S_{x_i}/n$		39718,3893	44410,2186	12886,3146	610,8026
$SPD_{x_1x_i}$		−42,7993	−66,2486	−104,9746	−3,0826
			x_2x_3	x_2x_4	x_2y
$SP_{x_2x_i}$			53814,12	15608,97	743,4700
$S_{x_2}S_{x_i}/n$			53663,26	15571,22	738,0657
$SPD_{x_2x_i}$			150,86	37,75	5,4043
				x_3x_4	x_3y
$SP_{x_3x_i}$				17401,90	827,320
$S_{x_3}S_{x_i}$				17410,61	825,256
$SPD_{x_3x_i}$				− 8,71	2,064
					x_4y
SP_{x_4y}					239,65
$S_{x_4}S_y/n$					239,4595
SPD_{x_4y}					0,1905
S/n	27,0266	32,6577	36,515	10,595	0,5022

Criteriul t_{b_1} se calculează după formula: $t_{b_1} = \frac{b_1}{S_{b_1}}$; $S_{b_1} = \sqrt{C_{11}\,S_1^2}$. Valoarea lui C_{11} se determină din sistemul de ecuaţii de forma:

$$C_{11}\,SSD_{x_1} + C_{12}\cdot SPD_{x_1x_2} + C_{13}\cdot SPD_{x_1x_3} + C_{14}\cdot SPD_{x_1x_4} = 1;$$

$$C_{11}\,SPD_{x_2x_1} + C_{12}\cdot SSD_{x_2} + C_{13}\cdot SPD_{x_2x_3} + C_{14}\cdot SPD_{x_2x_4} = 0;$$

$$C_{11}\,SPD_{x_3x_1} + C_{12}\cdot SPD_{x_3x_2} + C_{13}\cdot SSD_{x_3} + C_{14}\cdot SPD_{x_3x_4} = 0;$$

$$C_{11}\,SPD_{x_4x_1} + C_{12}\cdot SPD_{x_4x_2} + C_{13}\cdot SPD_{x_4x_3} + C_{14}\cdot SSD_{x_4} = 0;$$

$$C_{11} = 0{,}0098;$$

$t_{b_1} = \frac{b_1}{\sqrt{C_{11}\cdot S_1^2}} = 2{,}28$; valoarea coeficientului b_1 se confirmă cu o probabilitate de 97%.

Procedînd în mod analog se determină şi celelalte criterii t:

$t_{b_2} = 1{,}69$, cu o probabilitate de 92%;

$t_{b_3} = 0{,}56$, cu o probabilitate de 50%;

$t_{b_4} = 1{,}22$, cu o probabilitate de 80%.

Corelaţia $y = f(x_1, x_2, x_3, x_4)$ se confirmă cu o probabilitate de 99%, dispersia fiind ceva mai mică decît la analiza cu doi factori; dar coeficienţii se confirmă cu o probabilitate mică

Tabela 8

	Nr. gradelor de libertate, f	Dispersiile	Criteriul v^2
$\Sigma b_i SPD_{x_iy} = 0{,}0679$	4	$S^2_2 = 0{,}016975$	3,73
$SSD_y \mid x_1x_2x_3x_4 = 0{,}1819$	40	$S^2_1 = 0{,}004547$	

(50—97%) şi, din această cauză, ecuaţia stabilită nu poate exprima întotdeauna legea de bază a procesului.

Sinteza rezultatelor (tabela 9) calculelor analizei regresive arată influenţa principalilor parametri (x_1, x_2, x_3, x_4) asupra pierderilor de cupru în zgură. Din analiza regresivă efectuată (valorile dispersiilor şi probabilităţilor) rezultă că relaţia (4), stabilită pe baza ecuaţiei (2), satisface cel mai bine rezultatele practice şi, din această cauză, poate sta la baza repartiţiei cuprului în zgură (fig. 2):

$$y = 0{,}735 - 0{,}0123\,x_1 + 0{,}00311\,x_2 \qquad (4)$$

Tabela 9

b_1	b_2	b_3	b_4	SSD	f	S_1^2	v^2	P, %	t_b	P % $\{\|t_b\|\}$
				0,2498	44	0,00567				
−0,0128				0,21015	43	0,004887	8,11	99,5	$t_{b_1} = 2,87$	99,5
	0,0034			0,231426	43	0,005382	3,41	95	—	—
		0,0137		0,221524	43	0,005151	5,48	97,5	—	—
			0,0011	0,249591	43	0,005804	0,03	—	—	—
−0,0123	0,00311			0,195077	42	0,004644	5,89	99,5	$t_{b_1} = 2,79$ $t_{b_2} = 2,22$	99,5 98
−0,0103		0,0091		0,227011	42	0,005405	2,1	89	—	—
−0,0169			0,009	0,195991	42	0,004666	5,76	99	$t_{b_1} = 3,3$ $t_{b_2} = 1,5$	99,9 90
	0,0023	0,011		0,21468	42	0,00511	3,43	95	—	—
	0,0034		0,00003	0,23143	42	0,00551	1,66	75	—	—
		0,013	0,0019	0,22261	42	0,00530	2,56	90	—	—
−0,0151	0,0029	0,0036	−0,0087	0,1819	40	0,004547	3,73	99	$t_{b_1} = 2,28$ $t_{b_2} = 1,69$ $t_{b_3} = 0,56$ $t_{b_4} = 1,22$	97 92 50 80

Ecuația (4) exprimă legea de bază a procesului de topire pentru mată în cuptorul Water Jacket la prelucrarea concentratelor cuproplumboase (uzinele „1 Mai" — Firiza). Relația stabilită este completă și prezintă avantajul că calculele se pot efectua pe baza ei cu destulă ușurință. Dispersia (S_1^2) corespunzătoare nu este prea mare și, din această cauză, ecuația verifică aproape toate aspectele legilor fundamentale de desfășurare a proceselor de topire. Pierderile de cupru în zgură pot fi reduse la minimum (0,3—0,45% Cu) dacă se lucrează (domeniul R fig. 2) cu compoziții constante de zgure (36—40% SiO_2) și de mată (32—40%) și fără variații mari în ceea ce privește compoziția celorlalți componenți ai încărcăturii sau a factorilor determinanți ai procesului: temperatură, înălțimea stratului de încărcătură, presiunea aerului suflat în cuptor, consumul de cocs etc.

Studiul repartiției plumbului în matele cupro-plumboase. Pentru a se preciza influența % FeS și % Cu_2S asupra % Pb_{total} din mată, s-a aplicat aceeași metodă a matematicii statistice — analiza regresivă cu un factor și cu doi factori, în cazul a 14 probe de mată (tabela 10), stabilindu-se ecuațiile din tabela 11.

Analiza regresivă efectuată stabilește influența dominantă a % FeS asupra % Pb_{total} din

Tabela 10

Nr. crt.	x_1° % FeS, în mată	x_2° % Cu_2S, în mată	y° % Pb_{total} în mată
1	28,5	40,4	11,1
2	32,1	35,9	13,1
3	28,4	32,7	11,1
4	34,0	39,7	15,3
5	30,9	38,6	15,9
6	32,0	36,1	16,3
7	32,8	34,2	16,5
8	30,0	31,4	17,0
9	34,5	34,2	17,1
10	33,1	34,5	12,0
11	29,4	34,1	13,6
12	30,2	36,7	14,4
13	32,0	35,0	14,5
14	30,7	36,4	15,3
Total:	438,6	499,9	203,2

Tabela 11

Cazul	Ecuația regresivă obținută	Dispersia S_1^2	Criteriul v^2	Probabilitatea corelației P [%]	Criteriul t	Probabilitatea valorii coeficienților ecuațiilor regresive [%]
$y^\circ = f(x_1^\circ)$	$y^\circ = 14{,}51 + 0{,}543\ (x_1^\circ - 31{,}32)$	3,45	4,09	95	$t_{b_1} = 2{,}02$	$P_{\{\lvert t_{b_1}\rvert\}} = 95$
$y^\circ = f(x_2^\circ)$	$y^\circ = 14{,}51 - 0{,}127\ (x_2^\circ - 35{,}70)$	4,52	0,30	f.mică	—	—
$y^\circ = f(x_1^\circ, x_2^\circ)$	$y^\circ = 14{,}51 + 0{,}552\ (x_1^\circ - 31{,}52) - 0{,}149\ (x_2^\circ - 35{,}70)$	3,60	2,21	90	$t_{b_1} = 2{,}01$ $t_{b_2} = 0{,}745$	$P_{\{\lvert t_{b_1}\rvert\}} = 95$ $P_{\{\lvert t_{b_2}\rvert\}} = 75$

matele cupro-plumboase obținute la topirea în Water Jacket. Corelația dintre % Pb și % FeS în mată este confirmată cu probabilitatea cea mai mare, dispersia rezultatelor este cea mai mică, iar probabilitatea valorii coeficientului b_1 este, de asemenea, suficient de mare. Aceasta confirmă faptul că solubilitatea Pb se mărește cu creșterea conținutului de FeS în aliajul ternar FeS — Cu_2S — PbS și o dată cu ridicarea temperaturii.

La aceeași temperatură cu cît conținutul de Cu_2S în mată este mai mic, iar cel de FeS mai mare, cu atît conținutul de plumb în mată este mai ridicat; PbS se dizolvă mai bine în FeS decît în Cu_2S.

Corelația dintre % Pb_{total} din mată și % Cu_2S nu se confirmă; aceasta înseamnă că Cu_2S nu poate avea aceeași influență ca FeS asupra solubilității plumbului în topitura de mată. FeS poate dizolva pînă la 30% Pb, iar Cu_2S, pînă la 7% Pb, temperatura de topire a acestor sulfuri scăzînd pînă la 1 000—1 050°C.

În practică, de cele mai multe ori cînd nu se respectă condițiile optime [$y = f(x_1, x_2)$; $y^\circ = f(x_1^\circ)$] conținutul cuprului în mate este 10—15%, iar al plumbului, 8—15%, procesul de topire fiind neeconomic. Din această cauză, pentru ca matele să devină convertizabile (micșorarea conținutului de plumb și ridicarea cantității de cupru), ele se supun unei topiri concentrative cînd conținutul de cupru atinge 40—45%.

CONSIDERATIONS REGARDING COPPER AND LEAD DISTRIBUTION DURING COPPER-LEAD AGGLOMERATE MELTING IN WATER-JACKET FURNACES

The paper presents linear regressive relations reflecting the correlation between copper p.c. in slag and main factors determining increase or decrease of copper losses in the process of copper-lead agglomerate working-off in plant „1 Mai" — Firiza.

The regressive relation $Y = f(x_1, x_2)$ states the highest probability of copper distribution in liquid products, enabling to establish an optimum domain as regards slag and matte composition, in terms of the studied process. As regards lead distribution in copper-lead metals, the $Y^\circ = f(x_1^\circ)$ equation corroborates the fact that FeS has a prevailing influence on the total lead content in mattes, the latter increasing with FeS content in the ternary FeS—CuS—PbS alloy.

CONSIDÉRATIONS SUR LA RÉPARTITION DU CUIVRE ET DU PLOMB DES AGGLOMÉRATS SOUMIS À LA FUSION DANS LE FOUR WATER JACKET

On expose les relations régressives linéaires qui reflètent la corrélation entre le pourcentage de cuivre dans le laitier et les facteurs fondamentaux qui déterminent l'augmentation ou la diminution des pertes de cuivre durant le processus technologique auquel sont soumis les agglomérats à cuivre et à plomb aux usines „1 Mai" de Firiza.

La relation régressive $Y = f(x_1, x_2)$ confirme la répartition du cuivre dans les produits liquides avec la probabilité la plus grande et permet l'établissement du meilleur domaine en ce qui concerne les compositions du laitier et de la matte selon les conditions du processus technologique étudié. À l'égard de la répartition du plomb dans les mattes à cuivre et à plomb, l'équation $Y^\circ = f(x_1^\circ)$ confirme le fait que le FeS a une influence dominante sur le pourcentage de plomb total dans les mattes, ce pourcentage augmentant avec l'augmentation du pourcentage du FeS dans l'alliage ternaire FeS—Cu_2S—PbS.

BIBLIOGRAFIE

[1] Mihoc Gh. și Onicescu O. *Calculul probabilităților și aplicații.* București, Editura Academiei R.P.R., 1956.
[2] Hald A. *Statistical tables and formulas.* New York, 1952.
[3] Mitropolski A. K. *Tehnika statisticeskih vicislenii.* Moscova, Fizmatghiz, 1961.
[4] Ianko J. *Statisticeskie tabliți* (traducere din limba cehă). Moscova. Gostatizdat, 1961.
[5] Hald A. *Matematiceskaia statistica s tehniceskimi prilojeniami* (traducere din limba engleză). Moscova, 1956.
[6] Dunin, Barkovski I. V. și Smirnov N. V. *Teoria probabilităților și statistica matematică în tehnică.* Vol. I, II, III (traducere din limba rusă). București, Editura Academiei R.P.R., 1956.
[7] Mihoc Gh. și Firescu D. *Statistica matematică.* București, Editura didactică și pedagogică, 1966.
[8] Haralampiev G., Sotirov B. și Izmirliev G. *Studiul zgurelor obținute în cuptorul electric de la Combinatul de cupru G. Damianov, prin metodele matematicii statistice.* Expres Inf. Țvetnaia metallurghia, nr. 13, 1964.
[9] Oprea Fl. *Teoria proceselor metalurgice.* București, E. D. P., 1966.

Cercetarea operaţională în industria siderurgică

Ing. Ş. ORĂSCU
Institutul de proiectări de uzine şi instalaţii metalurgice

CZ 669 : 519.2

Procesele tehnologice care se desfăşoară în agregatele combinatelor siderurgice constau în transformări chimice şi fizice care provoacă în etape succesive : aglomerarea minereurilor de fier, reducerea oxizilor de fier în furnal, afinarea şi laminarea oţelului. În măsura în care aceste fenomene sînt cunoscute, pe bază de studiu teoretic şi pe bază statistică, s-a încercat şi, în mare măsură, s-a reuşit exprimarea lor prin relaţii matematice, în cadrul a ceea ce se numeşte modelul matematic al procesului tehnologic ; pe asemenea modele matematice ale proceselor se întemeiază automatizarea agregatelor tehnologice, a aglomerării şi a furnalelor, a convertizoarelor şi a laminoarelor, folosindu-se, în numeroase cazuri, calculatoare electronice.

În afara transformărilor care se petrec la temperaturi înalte, pe benzile aglomeratoarelor, între pereţii refractari ai cuptoarelor sau între cilindrii laminoarelor, în uzinele siderurgice trebuie dirijat şi fluxul de materiale, respectiv de semifabricate : de la depozitul de minereu la aglomerare, de la aglomerator la furnal, de la furnal la oţelărie şi de aici la cuptoarele adînci şi la laminoare.

Simultan cu procesele tehnologice se desfăşoară operaţii masive de aprovizionare şi alimentare a agregatelor tehnologice, de transport al semiproduselor între sectoare, un efort de grupare a comenzilor pe loturi de şarje şi de laminate şi de armonizare a exploatării agregatelor — într-un cuvînt o succesiune complicată de operaţii de programare organizatorică, cu implicaţii tehnice şi economice, de care depinde, în mare măsură, eficienţa economică a funcţionării agregatelor şi preţul de cost al produselor.

În acest lanţ de operaţii organizatorice, care formează o trăsătură de unire între sectoarele uzinale, preocuparea principală este de a programa fluxul între sectoare, sau în interiorul sectoarelor între agregate, în modul cel mai raţional, astfel încît să se realizeze un produs corespunzător calitativ, la un preţ de cost cît mai redus.

Ca şi transformările „calde", care se produc în interiorul agregatelor siderurgice la temperaturi înalte, problemele „reci" organizatorice, de programare, sînt susceptibile de modelare matematică.

Astfel, dacă bilanţul termic şi cel de materiale, care caracterizează transformarea minereului în fontă, în furnal, necesită un model matematic tehnologic, oglindind transformări fizice şi chimice, operaţia „rece", organizatorică, de programare matematică pentru atingerea capacităţii optime a vaselor maritime mineraliere care aduc minereul de la mii de kilometri, necesită un model matematic organizatoric.

În vederea modelării matematice a operaţiilor organizatorice şi pentru optimizarea lor, a apărut relativ recent o nouă ramură a matematicii, cunoscută sub denumirea de cercetare operaţională.

Cercetarea operaţională a fost denumită drept ştiinţă a luării hotărîrilor, tocmai pentru a se sublinia că hotărîri cu repercusiuni tehnice şi economice capitale care în trecut erau luate pe bază empirică, după experienţă, pot şi trebuie fundamentate în prezent pe mijloacele de analiză şi de programare pe care le utilizează cercetarea operaţională.

Folosirea cercetării operaţionale în adoptarea unor hotărîri capitale în programarea producţiei uzinelor metalurgice constituie o aplicaţie a ştiinţei în producţie, deci un aspect al organizării ştiinţifice a producţiei, care, după cum se ştie, caracterizează contemporaneitatea noastră tehnică.

Apariţia şi dezvoltarea cercetărilor de programare matematică a producţiei este strîns legată de evoluţia mijloacelor electronice de calcul, deoarece complexitatea proceselor analizate se traduce şi prin dimensiuni mari ale modelelor matematice, dimensiuni care fac imposibil sau prea îndelungat studiul lor cu mijloacele obişnuite în trecut.

Contribuţia cercetărilor operaţionale la organizarea ştiinţifică a uzinelor siderurgice constă mai ales în analiza cantitativă a proceselor organizatorice, în realizarea comensurabilă a

mărimilor economice, în modelarea relaţiilor dintre mărimile economice şi parametrii tehnici ai agregatelor, relaţii care în mare parte erau studiate numai calitativ sau evaluate aproximativ.

Principalele faze ale unei lucrări de cercetare operaţională sînt: enunţarea problemei; culegerea datelor din exploatare; determinarea modelului matematic al sistemului studiat; obţinerea unei soluţii pentru problema dată; verificarea modelului şi a soluţiei; aplicarea practică a soluţiei; constatarea cantitativă a rezultatelor.

Principalul instrument al aplicării matematicii în organizarea producţiei este modelul matematic cu algoritmul său de rezolvare. Pentru fiecare problemă se construieşte un analog matematic: mărimile economice şi parametrii agregatelor şi ai materialelor sînt notaţi cu simboluri matematice codificate, proprietăţile lor se evaluează algebric sau statistic, relaţiile dintre ele devin ecuaţii sau inegalităţi matematice. Criteriul de optimizare ales se exprimă ca o maximizare (sau minimizare) a unei „funcţii obiective".

Din marea varietate de modele care au fost construite se relevă acelea formulate în vederea stabilirii variantei organizatorice optime, în raport cu posibilităţile şi cu scopurile concrete. Eficienţa practică a modelului depinde însă nu numai de formularea matematică a problemei, ci şi de exactitatea datelor furnizate de serviciile de resort ale uzinei sau sectorului studiat atît ca valori numerice, cît şi ca relaţii de cauză—efect.

Pentru a ilustra printr-un exemplu obiectul cercetării operaţionale, se menţionează următoarea situaţie:

— o întreprindere siderurgică trebuie să producă trei sortimente de laminate: P_1, P_2, P_3; pentru aceasta se dispune de agregatele A_1, A_2 şi A_3, lucrînd fiecare 110 h săptămînal. Agregatul A_1 are o productivitate orară de 1/20 pentru P_1 — respectiv poate produce orar 20 t din produsul P_1 — şi de 1/35 pentru P_2 şi P_3, A_2 de 1/40 pentru P_1 şi de 1/30 pentru P_2, iar A_3 de 1/50 pentru P_2 şi 1/30 pentru P_3. Beneficiul aferent fiecărui sortiment fiind de 7 lei pentru P_1, de 4 lei pentru P_2 şi de 5 lei pentru P_3, se pot determina cantităţile care urmează să fie produse din fiecare sortiment pentru ca beneficiul total să fie maxim.

Datele din exemplul de mai sus pot fi sistematizate sub forma următoarei matrice:

	P_1	P_2	P_3	
A_1	1/20	1/35	1/35	110
A_2	1/40	1/30	—	110
A_3		1/50	1/30	110
	7	4	5	

Notînd cu x_1, x_2, x_3 cantităţile necunoscute din fiecare sortiment, modelul matematic al problemei va cuprinde:

— funcţia obiectiv care exprimă scopul urmărit — maximizarea beneficiului: $7x_1 + 4x_2 + 5x_3 = \max.$;

— restricţiile problemei, respectiv condiţiile impuse prin însăşi datele problemei:

$$1/20x_1 + 1/35x_2 + 1/35x_3 \leqslant 110$$

$$1/40x_1 + 1/30x_2 \leqslant 110$$

$$1/50x_2 + 1/30x_3 \leqslant 110$$

— restricţiile de nenegativitate, respectiv condiţia ca necunoscutele problemei să aibă valori pozitive:

$$x_1 \geqslant 0;\ x_2 \geqslant 0;\ x_3 \geqslant 0$$

Problema se rezolvă relativ simplu, cu ajutorul metodei simplex sau pe cale grafică.

Alte criterii de optimizare decît maximizarea beneficiului pot fi devansarea termenului, asigurarea unei producţii maxime, reducerea producţiei neterminate etc., sau o combinaţie, exprimată algebric, a mai multora din obiectivele precedente. Alegerea soluţiei optime presupune, în general, însumarea efectelor a n factori antagonişti sau convergenţi* astfel încît suma lor să fie, după caz, maximă sau minimă.

În siderurgie, cercetarea operaţională are numeroase aplicaţii, susceptibile de a fi clasificate, în linii mari, în: probleme de amestec, transport, stoc etc. În majoritatea cazurilor însă, problemele concrete ridicate de practica uzinală au un caracter complex. Astfel, la rezolvarea unei probleme de amestec, cum este aceea a optimizării şarjei, trebuie să se ţină seama şi de stocurile de materii prime. Ţinînd seamă de această observaţie, se poate spune că în siderurgie cercetarea operaţională se aplică la următoarele categorii principale de probleme:

— *Probleme de amestec.* Caracterizată prin numărul mare al sorturilor de materiale care intră în componenţa şarjei, problema optimizării şarjei este rezolvată, în general, prin programare liniară. La aglomerarea şi elaborarea fontei în furnal, drept criteriu de optimizare a şarjei se poate alege reducerea consumului de cocs; componenţa şarjei mai poate fi optimizată şi în funcţie de alte criterii, cum sînt: minimizarea costurilor pe unitatea de produs, mărirea productivităţii etc. Problema de programare liniară se transformă într-o problemă de programare parametrică atunci cînd una din resurse variază în funcţie de un parametru. Astfel, preţul de cost al materialului poate varia în funcţie de cantitatea aprovizionată. În asemenea cazuri programarea parametrică permite găsirea soluţiilor

* Cel puţin unul trebuie însă să fie antagonist.

problemei pentru diferite valori ale parametrului analizat.

— *Probleme de aprovizionare și de transport.* Cercetarea operațională permite găsirea soluțiilor celor mai avantajoase privind alegerea surselor de aprovizionare cu materii prime și a celor mai adecvate mijloace de transport. Interesante probleme de transport se pun, de exemplu, în cazul transporturilor maritime de minereu, cînd prezintă un interes deosebit determinarea capacității optime a vaselor mineraliere ținînd seamă de cantitățile transportate, de dotarea porturilor etc.

— *Probleme de stoc.* Asemenea probleme se pun pentru a răspunde la întrebările: *a*) ce cantitate trebuie aprovizionată; *b*) ce sortiment trebuie comandat; *c*) la ce dată trebuie făcută comanda.

Rezolvarea acestor probleme presupune confruntarea sarcinilor financiare inerente depozitării materialelor cu unul sau mai multe din elementele următoare: costul de achiziție sau de fabricație; variația costurilor în funcție de volumul de materiale aprovizionat; daunele provocate de penuria sau întîrzierea materialelor; daunele provocate de variația de nivel a fabricației sau achiziției; costul penalizărilor pentru întîrzierea livrărilor la beneficiari.

— *Probleme de așteptare.* Cazul tipic al unei probleme de așteptare este acela al cozilor formate la un ghișeu; într-un asemenea caz, calculul operațional are rolul de a determina numărul optim de „ghișee" spre a se minimiza cele două costuri: acel al funcționarilor de la ghișeu și al așteptării clienților în fața ghișeului.

Probleme de așteptare se pun în siderurgie oriunde intervine o strangulare sau o depozitare intermediară în fluxul tehnologic. Un exemplu din activitatea combinatelor siderurgice, care se poate încadra în tematica problemelor de așteptare, este determinarea programului de elaborare a șarjelor în oțelărie astfel, încît încărcarea cuptoarelor de la laminorul bluming să se facă în ritmul necesar aprovizionării liniilor de laminare.

— *Probleme de analiză economică.* Asemenea probleme sînt determinate de existența unui număr oarecare de operații de efectuat și a mai multor metode de a le efectua. Rezolvarea unei asemenea probleme comportă, de exemplu, decizia adoptată de a fabrica o piesă prin propriile mijloace în loc de a o comanda în exterior atunci cînd factorii timp și preț de cost acționează în acest sens.

— *Probleme de grupare* a loturilor de fabricație (în special laminate) astfel încît să rezulte un cost minim de producție și de stocare.

— *Probleme de înlocuire.* Există două categorii principale de probleme de înlocuire: utilajul susceptibil de înlocuire se deteriorează fizic sau moral, ca urmare a uzurii, respectiv a progreselor realizate în tehnica mondială; utilajul susceptibil de înlocuire este supus la opriri dese din cauză de avarii sau de distrugere totală.

Problema, cu numeroase aplicații în întreținerea agregatelor siderurgice, constă, în cazul utilajelor care se deteriorează, în prevederea momentului înlocuirii spre a se minimiza suma următoarelor elemente: costul materialului nou și al înlocuirii celui vechi; costul menținerii vechiului utilaj, inclusiv daunele cauzate de reducerea randamentului.

Din examinarea unor probleme ca cele de mai sus, rezultă că decizii din cele mai importante pentru eficiența economică a întreprinderii pot fi fundamentate pe rezultatele cercetării operaționale, cu condiția însă ca aceasta să dispună de date suficiente și exacte, extrase din evidențele de exploatare ale uzinei.

Rolul cercetării operaționale în conducerea științifică a uzinelor siderurgice crește pe măsură ce însuși nivelul tehnic al organizării este mai ridicat. Această constatare este ilustrată de faptul că, într-o uzină cu o insuficientă organizare a producției, măsurile de îmbunătățire pot fi sesizate „grosso modo" în mod empiric, de către specialist, pe cînd într-o uzină cu nivel ridicat de organizare, deficiențele sînt sesizabile numai prin modelare matematică.

Expresia generală a unui model matematic de cercetare operațională este:

$$E = f(x_i, y_j),$$

unde: E este eficiența sistemului;
x_i — acele variabile ale sistemului asupra cărora se poate acționa;
y_j — variabilele asupra cărora nu se poate acționa.

Mai există și variabile neglijate (z_k) care introduc variații aleatoare ale parametrilor.

Restricțiile la care sînt supuse variabilele pot fi exprimate cu ajutorul unui ansamblu de ecuații și inecuații.

Există două forme principale în care se obține o soluție optimă dintr-un model: algebrică și numerică.

Soluțiile algebrice sînt obținute în mod general, valorile numerice înlocuind simbolurile după ce s-a găsit soluția.

Soluția numerică se obține prin atribuirea de diferite valori acelor variabile ale modelului asupra cărora se poate acționa, comparînd apoi rezultatele astfel obținute, și din alegerea acelor valori care corespund celei mai bune soluții.

Metodele obținerii soluției numerice prezintă numeroase variante, de la încercările succesive la iterațiunea complexă.

Unele variabile ale modelului nu sînt determinate cu precizie din motive practice (existența variabilelor z_k care se neglijează). În

aceste cazuri se folosesc şi metode de calcul stohastic, denumit generic şi „metoda Monte-Carlo" pentru a determina rezultate care se obţin statistic. Valabilitatea modelului matematic elaborat poate fi verificată prin simulări repetate, folosind posibilităţile pe care le oferă calculatoarele electronice puternice pentru prevederea statistică a consecinţelor pe care le are modificarea sistemului asupra efectului său global.

Asemenea verificări pot fi făcute şi retrospectiv, pe baza înregistrărilor de exploatare sau a încercărilor de funcţionare. Pe plan mondial, cercetările operaţionale au reuşit să ajute în multe cazuri în siderurgie la adoptarea unor decizii corecte în probleme de complexitate deosebită. Introducerea cercetărilor operaţionale în siderurgia românească necesită, în primul rînd, extinderea sistemului informaţional şi de evidenţă din exploatarea uzinelor, în strînsă colaborare organizatorică cu colectivele profilate pentru cercetări operaţionale. Prin prelucrarea acestui material, sistematizat în prealabil, pe calculatoare electronice mai puternice, cercetările operaţionale vor putea contribui la îmbunătăţirea indicatorilor economici ai acestei ramuri industriale din Republica Socialistă România.

LA RECHERCHE OPERATIONNELLE DANS L'INDUSTRIE SIDERURGIQUE

Sur la base de la définition du modèle mathématique de l'organisation de l'usine sidérurgique on analyse les possibilités d'application de la recherche operationnelle à l'élaboration de ce modèle et au perfectionnement des solutions.

Les principales applications de la recherche operationnelle dans la sidérurgie se rapportent à la meilleure solution des problèmes concernant la composition des charges, l'approvisionnement et le transport, l'emmagasinage, la corrélation du flux, l'analyse économique, le groupement des lots de fabrication, le remplacement des outillages usés.

Des décisions importantes pour l'économie de l'entreprise peuvent être fondées sur les résultats de cette recherche à condition que celle-ci ait à sa disposition des données suffisantes et exactes fournies par l'exploitation.

OPERATIONAL RESEARCH IN THE IRON AND STEEL INDUSTRY

Based on mathematical model of steel plant organization, possibilities of operational research utilization for model elaboration and for most favourable working out of solutions are analysed.

Main applications of operational research in siderurgy concern optimal working out of charge composition, supply and transport storage, correlation between in-line capacities, economical analyse, grouping of manufactured lots, replacement of worn-out equipment.

Most important decisions for economical efficiency of the plant may rely on operational research results, provided that the latter dispose of sufficient and precise data, extracted from working accounts.

Zincarea electrolitică în băi alcaline fără cianuri

Conf. dr. **T. BERECZKY** şi chim. **E. GRÜNWALD**
Institutul politehnic – Cluj Întreprinderea „Armătura" – Cluj

CZ 669.587

Depunerea galvanică a unor metale (Zn, Au, Ag, Cu) s-a putut realiza în mod economic şi cu bune performanţe ale stratului depus, la început numai din băi care le-au conţinut sub formă de cianuri complexe.

Folosirea cianurilor ridică însă o serie de probleme prin toxicitatea puternică a lor, printre care una şi cea mai serioasă este descompunerea cianurilor din apele reziduale care provin de la secţiile de galvanizare, care întrebuinţează aceste combinaţii. Puritatea apelor naturale (a fluviilor şi lacurilor) fiind o problemă de mare actualitate, s-a impus căutarea de noi căi în galvanotehnică la depunerea metalelor amintite. Zincul, metal care protejează în mod activ oţelul împotriva coroziunii, fiind mai electronegativ decît acesta, a fost studiat, din punctul de vedere al depunerii microcristaline şi lucioase, de mai mulţi autori, care a propus diferite băi cu *p*H peste 7,0, care însă nu conţin cianură.

Dezvoltarea acestor electroliţi a început abia în ultimii ani cînd s-a căutat, firește, nu prepararea unor băi ale căror avantaje să fie superioare celor cu cianură, ci a unora care să furnizeze, în absenţa acestor substanţe toxice, depuneri corespunzătoare şi utilizabile din punct de vedere tehnic.

Electroliţii alcalini de zincaţi sînt mult descrişi în literatură. În anul 1942, E. Beutel şi A. Kutzelnigg [1] au obţinut un electrolit de zincat cu un conţinut de circa 1 g/l zinc total şi 100 – 200 g/l hidroxid de sodiu. Aceste băi însă nu au fost introduse în practică, deoarece depunerile erau spongioase şi întunecate. Nici la schimbarea raportului Zn metalic : NaOH nu s-au putut obţine rezultate satisfăcătoare.

Depozitele spongioase se formează din electroliţi de zincaţi, chiar la valori inferioare curentului limită. Formarea depozitului spongios are, la început, un caracter local şi oarecum întîmplător, nefiind însoţită de degajare de hidrogen şi nici de alte procese secundare.

Cercetările efectuate [2] au arătat că, depozitele optime de zinc (compacte, cu cristale mici), avînd culoarea deschisă, se obţin numai dacă electrolitul conţine o cantitate suficientă de săruri ale altor metale, de exemplu staniu, plumb sau mercur.

Diferite lucrări [3] arată că cele mai bune rezultate se obţin în electrolit cu adaos de staniu sau plumb, separate sau împreună, la o temperatură de aproximativ 50°C. Concentraţia de staniu recomandată este de 0,2 – 0,5 g/l, iar cea de plumb, de 0,05 g/l, considerat ca metal pur. Staniul trebuie să fie sub formă tetravalentă (ca stanat). În concentraţie mare, staniul şi plumbul produc substituirea zincului, iar în cazul excesului de plumb (0,10 g/l), la catod se formează precipitate spongioase. În ce priveşte structura, depozitele de zinc, obţinute într-un electrolit cu adaos de mercur (0,1 – 0,2 g/l), au granulaţia mai mare şi mai puţin omogenă decît cele obţinute cu adaos de staniu şi plumb, celelalte condiţii ale electrolizei rămînînd neschimbate. Electrolitul cu adaos de plumb dă depozite cu granulaţie mai mică şi de culoare mai puţin deschisă decît în cazul adaosului de staniu.

Aceste adaosuri sînt active numai la valori mici ale densităţii de curent.

S-a stabilit, de asemenea, că depozitele de zinc obţinute din electroliţii de zincat, în prezenţa staniului şi a plumbului, conţin aceste metale în proporţie de zecimi de procent faţă de greutatea întregii acoperiri.

Agitarea electrolitului, cu aer comprimat, ridică limita superioară a densităţii de curent admisibilă la catod de două-trei ori, şi anume, în măsură cu atît mai mare, cu cît concentraţia de zinc este mai mică.

Astfel, în cazul agitării, valoarea densităţii de curent limită admisibilă la catozii plani variază între 1,5 şi 3,5 A/dm², pe cînd în absenţa sa, numai între 0,5 şi 2,0 A/dm² (fig. 1 : *I* – fără agitare; *II* – cu agitare; *III* – valorile densităţii de curent la care începe formarea depozitului spongios pe marginile catodului plan [4]).

Se înţelege că limitele superioare admisibile ale densităţii de curent la catozii de altă formă pot diferi în oarecare măsură de cele arătate în figura 1.

În electroliţii cu adaos de staniu, supuşi agitării, se pot obţine acoperiri corespunzătoare, de

culoare deschisă şi compacte, chiar şi la temperatura camerei; densitatea de curent admisibilă în electroliţii cu un conţinut de zinc de 3,5 — 16,3 g/l este de 1 — 2 A/dm². În aceleaşi condiţii de electroliză, dar fără agitare, depozitul format la catod este spongios.

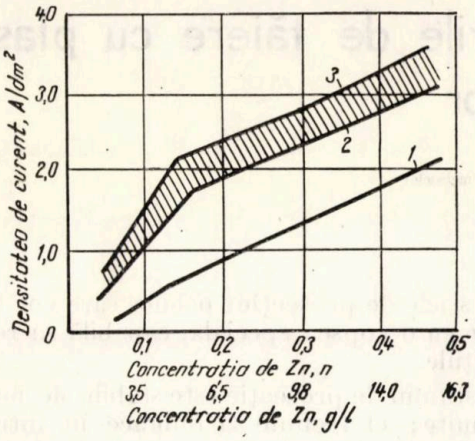


Fig. 1

În electroliţii de zincaţi, cu adaosuri din metalele arătate mai sus, randamentul de curent este mult mai ridicat decît în electroliţii cu cianuri şi variază între 97 şi 99% atît în cazul agitării, cît şi în lipsa acesteia. Schimbarea condiţiilor electrolizei (concentraţia electrolitului şi regimul de lucru), în limitele admisibile, nu are o influenţă mare asupra randamentului de curent.

Conţinutul de staniu în electrolit poate fi menţinut constant prin utilizarea de anozi de zinc, aliaţi cu o cantitate mică de staniu (sub 1 %), sau prin adăugarea periodică a cantităţii corespunzătoare de stanat.

Dintre impurităţile care se pot afla în electrolitul de zincat, o influenţă dăunătoare asupra procesului catodic au şi substanţele care micşorează supratensiunea hidrogenului, mai ales oxidanţii; aceştia micşorează randamentul de curent şi înrăutăţesc uniformitatea grosimii acoperirii. Pericolul cel mai mare îl prezintă azotaţii, deoarece îndepărtarea lor din soluţie este practic imposibilă.

În tabela 1 se arată condiţiile recomandate pentru zincarea în electroliţi de zincaţi cu adaos de staniu, în funcţie de gradul de complexitate a profilului piesei [3]. În aceste condiţii la grosimi de 20 μm şi mai mult, depozitele de zinc sînt de culoare deschisă argintie, compacte şi netede, cu bună aderenţă pe piese [4].

Tabela 1

Compoziţia electrolitului şi condiţiile de lucru	Piese cu profil foarte complicat, g/l	Piese cu profil relativ complicat, g/l	Piese cu suprafaţă plană, g/l
Zn	3,5—6,5	8,2—9,8	14,7—16,3
KOH_{total}	90—112	112—140	196—252
KOH_{liber}	70—90	84—107	146—196
Sn tetravalent	0,2—0,5	0,2—0,5	0,2—0,5
Densitatea de curent, A/dm², la 50°C;			
— fără agitare	sub 0,7	sub 1,2	sub 2,0—2,5
— cu agitare	sub 1,5—2,0	sub 2,0—2,5	sub 3,0—4,0
Densitatea de curent, A/dm², la 25°C;			
— cu agitare	sub 1,0—1,2	sub 1,2—1,5	sub 2,0—2,5

Unele cercetări mai recente [5] au arătat că, la o compoziţie adecvată a electrolitului de zincat alcalin, este posibilă obţinerea depunerilor lucioase, cu o reflexie a luminii mai pronunţată decît a celor obţinute din electroliţii cu cianuri.

Compoziţia unui astfel de electrolit şi parametrii de lucru sînt: oxid de zinc 20,0 g/l; hidroxid de sodiu 160,0 g/l; gelatină 1,6 g/l; piperonal 0,6 g/l; alcooli sulfonaţi ai acizilor graşi 2,0 g/l; trietanolamină 25,0 g/l; hexametilentetraamină 40,0 g/l; trioxid de molibden 4,0 g/l; densitatea de curent 1—3 A/dm²; tensiunea 1,4 — 1,6 V; temperatura 20°C.

Hidroxidul de sodiu poate fi înlocuit cu o cantitate echivalentă de hidroxid de potasiu, iar hexametilentetramina, cu tetraacetat de etilendiamină.

Duritatea depunerii este cu circa 40% mai mare decît în cazul electroliţilor cianurici.

Aspectul nu diferă esenţial de cel al acoperirilor obţinute din electroliţii cianurici, iar rezistenţa la coroziune este aproximativ identică.

BIBLIOGRAFIE

[1] Bentel E. şi Kutzelnigg A. D.R.P. 717360 (1942) şi D.R.P. 724230 (1942).

[2] Kudriovţev N. T. şi Nikiforova A. A. Korrozia i borba s nei, nr. 5, 6, 1940.

[3] Crişan I. *Cercetări de laborator şi semiindustriale privind cuprarea, zincarea şi cadmierea în electroliţi necianurici.* Metalurgia nr. 4, 1966, p. 205 — 210.

[4] Lainer V. I. şi Kudriavţev N. T. *Bazele galvanostegiei.* Vol. I, Bucureşti, Editura tehnică, 1956, p. 348 — 359.

[5] * * * *Zink als Korrosionschutz.* Düsseldorf, Zinkberatung V., 1966, p. 44.

Prevenirea accidentelor la lucrările de tăiere cu plasmă a metalelor

M. FOTA
Intreprinderea pentru colectarea metalelor

CZ 621.791.947.55.614.8

Aparatele cu jet de plasmă, folosite pînă în prezent în practica industrială, pot fi împărțite în două grupe, și anume :

— cele cu putere maximă, limitată la circa 50 kW, pentru tăiere manuală și semiautomată. La aceste instalații, operatorul și ajutorul lui sînt supuși gazelor toxice și radiațiilor, întrucît stau în imediata lor apropiere ;

— cele cu puteri pînă la 200 kW, numai pentru tăierea automată. În acest caz, operatorul nu este nevoit să manevreze aparatul, el putînd sta la o distanță oarecare de arzător, fiind astfel mai ferit decît la tăierea manuală și semiautomată.

Această evoluție a tehnologiei implică și luarea unor măsuri pentru protecția personalului care deservește aparatele, precum și a personalului care se găsește în încăperea respectivă. Necesitatea acestor precauții se naște la tensiuni înalte, la mers în gol, din cauza zgomotului, radiațiilor, a gazelor toxice sau a împroșcărilor.

La tăierea cu plasmă protecția ochilor, acoperirea părților expuse ale corpului, utilizarea îmbrăcămintei de protecție și întreținerea bună a utilajului sînt deosebit de importante.

Radiațiile care apar atunci cînd se folosesc aparatele cu plasmă acoperă întreaga gamă a lungimilor de undă. Astfel apar radiații infraroșii, luminoase și ultraviolete.

Prima măsură care trebuie luată este aceea de protecție a ochilor. Pentru aceasta nu se pot folosi nici măștile, nici căștile de la sudura electrică cu arc în mediu protector sau de la tăierea oxiacetilenică. Fiind vorba de intensități mai mari, este nevoie să se stabilească filtre de protecție specifice acestui procedeu de prelucrare. Razele ultraviolete de intensitate foarte mare, degajate la utilizarea aparatelor cu plasmă, fac necesară acoperirea tuturor părților corpului, inclusiv a celor care nu sînt expuse radiației directe. Pentru aceste motive, muncitorul va purta pe cap o cască. Casca se va adapta la costumul de protecție prevăzut cu manșete și va avea sticle de protecție a ochilor care vor fi acoperite cu o vopsea specială, capabilă să reflecte radiațiile.

Costumul de protecție este stabilit de normele obișnuite ; el trebuie să îmbrace în întregime corpul, nestînjenindu-l pe operator în timpul lucrului. Mănușile trebuie să fie moi și să aibă calități ignifuge. Degetele de la mîini, îmbrăcate în mănuși, trebuie să aibă mișcări libere.

Pereții încăperilor în care se taie cu plasmă vor fi vopsiți în culori speciale care absorb razele ultraviolete.

Toate operațiile executate cu jet de plasmă pot produce cantități periculoase de gaze toxice. În consecință, tăierea într-un spațiu relativ mic impune un sistem de ventilație corespunzător. Acest sistem trebuie să efectueze și degazările de fumuri metalice.

Zgomotul produs de arzătoarele cu plasmă nu este mai mare decît zgomotul industrial din atelierele obișnuite în care se fac tăieri. Din relatările literaturii străine de specialitate se desprinde că apar totuși zgomote cu frecvențe înalte, situație care face obiectul unor cercetări de laborator.

În timpul lucrului, razele ultraviolete pot fi periculoase și pentru persoanele care se găsesc în camera unde se lucrează cu aparatul de plasmă. Din acest motiv, trebuie să se interzică accesul persoanelor străine în interior.

Întreținerea în bună stare și funcționarea corectă a utilajului pentru tăiere cu plasmă include și asigurarea protecției împotriva pericolului de electrocutare, mai ales în cazul generatoarelor care utilizează tensiuni de mers în gol peste 100 V.

Dacă la arcul netransferat pericolul pentru operator nu constituie o problemă, deoarece arzătorul este izolat, în cazul arzătoarelor cu arc transferat se impun condiții deosebite din punctul de vedere al pericolului de electrocutare. De asemenea, trebuie să se aibă în vedere că la

amorsarea arcului, curentul de înaltă frecvenţă folosit poate fi periculos pentru sănătatea operatorului.

Instalaţiile trebuie să asigure, prin dispozitivele de siguranţă, împiedicarea pornirii pînă la o bună circulaţie a apei, a căldurii şi a gazelor. Nu se admite să se facă o scurtcircuitare a alimentării cu curent a arzătoarelor fără să se treacă prin dispozitivele de siguranţă.

Specialiştii din uzine şi întreprinderi sînt datori ca, o dată cu punerea în funcţiune a noilor instalaţii pentru tăierea cu plasmă, să se asigure de aplicarea normelor de protecţie a muncii la locurile de muncă, luînd măsurile necesare pentru apărarea sănătăţii personalului.

Este necesară elaborarea de norme de protecţie a muncii prin care să se stabilească atît normele care se impun la folosirea acestui procedeu, cît şi mijloacele de protecţie individuală.

Al 36-lea Congres internaţional de turnătorie, Belgrad, 1969

În anul 1969 (7—12 septembrie), la Belgrad, se vor desfăşura lucrările celui de-al 36-lea Congres internaţional de turnătorie, sub deviza: „Progresul în turnătorie în slujba omenirii".

Congresul este organizat de Uniunea turnătorilor jugoslavi sub controlul şi îndrumarea Comitetului internaţional al asociaţiilor tehnice de turnătorie. Programul său prevede sesiuni tehnice în care se vor prezenta şi discuta numeroase memorii şi comunicări, însoţite de vizite la diverse uzine şi obiective industriale.

În timpul congresului se va organiza la Belgrad şi expoziţia internaţională de turnătorie. Al 36-lea Congres internaţional de turnătorie împreună cu expoziţia vor oferi o privire generală asupra celor mai recente realizări în domeniul turnătoriei din întreaga lume.

În timpul excursiilor care vor avea loc după congres (între 13 şi 19 sep.) participanţii la congres vor avea posibilitatea să cunoască realizările turnătorilor jugoslavi, precum şi frumuseţile naturale şi atracţiile turistice ale Jugoslaviei.

JUGOSLAVIA, ŢARA CARE VA GĂZDUI CEL DE-AL 36-LEA CONGRES INTERNAŢIONAL ŞI EXPOZIŢIA INTERNAŢIONALĂ DE TURNĂTORIE, DIN ANUL 1969, A AVUT URMĂTORUL CURS AL PRODUCŢIEI DE PIESE TURNATE (ÎN TONE)

	1939	1950	1955	1960	1961	1962	1963	1964	1965	1966
Fontă cenuşie	27 381	66 249	98 179	192 318	201 138	203 287	220 178	264 360	299 799	278 551
Fontă maleabilă	452	2 998	2 020	4 400	4 500	4 544	7 772	14 380	10 243	11 195
Oţel turnat	1 827	8 239	14 155	23 320	27 577	28 884	34 801	39 280	41 958	36 048
Neferoase	1 080	4 795	6 271	15 915	16 105	16 865	17 740	19 659	21 196	20 658
Total	30 740	82 281	121 621	235 953	249 579	253 380	280 960	337 679	373 198	346 452

Informaţii suplimentare se pot obţine scriind pe adresa:

SEKRETARIJAT 36-TOG MEDJUNARODNOG KONGRESA LIVACA, KARNEGIJEVA 4/III, BEOGRAD (JUGOSLAVIJA)

Fonte rezistente la temperaturi ridicate, aliate cu aluminiu

Ing. ECATERINA SPLEISS
Uzina de pompe – București

CZ 669.15'71–196 : 669.13.018.4

Fontele aliate cu aluminiu și-au găsit în ultimii ani numeroase și interesante aplicații în domeniul termotehnicii, chimiei și electrotehnicii, prin faptul că au o rezistență mare la oxidare, la temperaturi înalte și medii sulfuroase, au stabilitate dimensională la temperaturi înalte și rezistență electrică mare. Aceste calități sînt conferite fontei de către aluminiu care se poate afla în fontă în limitele de 1 pînă la 30%. Importanță practică au însă calitățile de fontă cu conținutul de aluminiu cuprins între 1 și 9% și 20 și 30%, cele de compoziții intermediare (10–16% Al) fiind foarte fragile.

Proprietățile fontelor aliate cu aluminiu depind de structura masei metalice care, la rîndul ei, este în funcție de conținutul de aluminiu și celelalte elemente însoțitoare.

Influența aluminiului asupra structurii. Solubilitatea aluminiului în fier α este, la temperatura ambiantă de 32,6% (diagrama binară Fe–Al, fig. 1), dînd o soluție solidă de

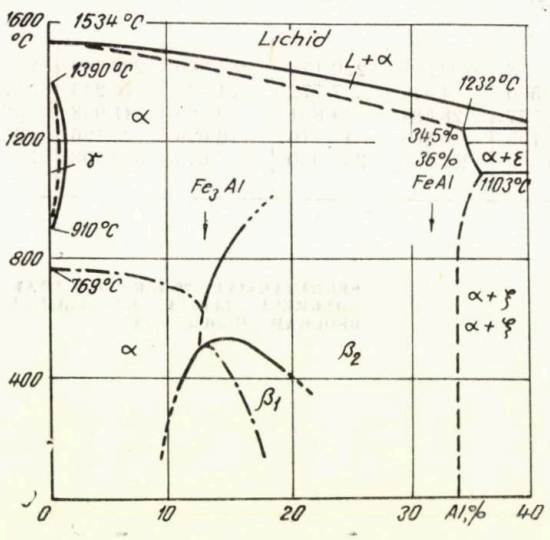


Fig. 1

aluminoferită (Fe_3Al și FeAl) care la conținuturi mai mari de 17% Al devine nemagnetică. În sistemul ternar (diagrama ternară Fe–Al–C, fig. 2) pe lîngă soluția solidă se mai găsesc carburi binare (Al_4C_3) și ternare (faza ε de forma: Fe_3AlC_x, dură, fragilă și nemagnetică) și grafit. Carbura Al_4C_3 se formează la conținuturi înalte de aluminiu în fontă, datorită afinității mai mari a carbonului pentru aluminiu decît pentru fier. Aluminiul micșorează solubilitatea carbonului la temperatura eutectică asemănător siliciului însă într-o măsură mai redusă. Astfel, pentru un conținut de 5% Al în fontă, conținutul de carbon eutectic este deplasat de la 4,2 la 3,5%. Temperatura eutectică este și ea influențată

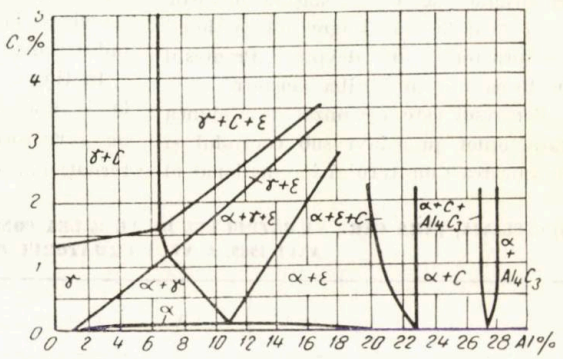


Fig. 2

de conținutul de aluminiu; ea crește de la 1 135 la 1 350°C (pentru fonta cu 15% Al) apoi scade din nou (fig. 3). Pentru o fontă cu ~ 3,1%C și ~ 1% Si punctul eutectoid (al perlitei) crește lent cu conținutul de alumuniu și dispare la 850°C pentru 7% Al [1].

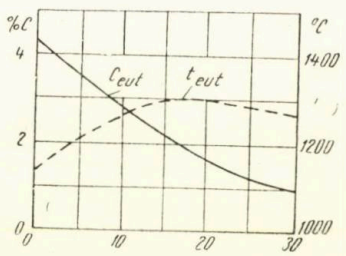


Fig. 3

Examinarea a numeroase probe de fontă aliată cu aluminiu, cu conținut de siliciu scăzut (max. 1–2%), turnată în forme de nisip, a arătat că pînă la 4% aluminiul favorizează grafitizarea, apoi acțiunea sa devine din ce în ce mai slabă; la 10% Al fonta devine albă (apare carbura ternară). La conținuturi mai mari de 18% Al carbonul complet liber se

prezintă sub formă de grafit lamelar într-o masă feritică. Mărind în continuare conținutul de aluminiu grafitul dispare din nou, iar în locul lui apare carbura binară Al_4C_3.

Pe baza acestor observații s-au putut stabili patru domenii structurale caracteristice ale fontelor aliate cu aluminiu (fig. 4) [1], [2]:

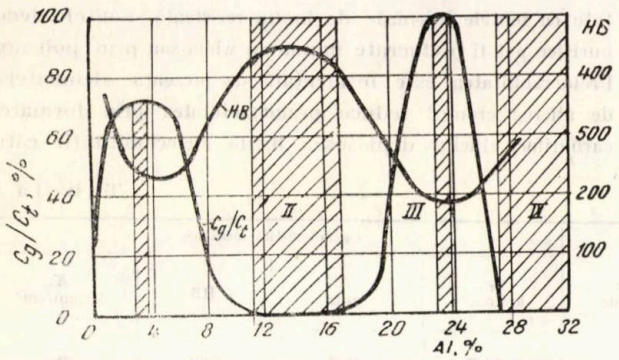


Fig. 4

I — pînă la 9% Al: structură de tip eutectic: ferită + + perlită + grafit + foarte puține carburi ternare (faza ε);

II — de la 11—19% Al: structură bifazică: ferită + carburi ternare (Fe_3AlC_x);

III — de la 21—26% Al: ferită + grafit;

IV — de la 28—32% Al: ferită + carburi binare (Al_4C_3).

Din figura 4 rezultă variația raportului C_g/C_t și a durității în funcție de conținutul de aluminiu din fontă.

Variații mici ale conținutului de aluminiu pot duce la schimbări esențiale ale structurii, făcînd ca o fontă cu o tenacitate suficientă (în limitele de aliere admise) să treacă în domeniul înaltei fragilități și, bineînțeles, modificînd și celelalte proprietăți fizice și chimice.

Conținutul de carbon trebuie corelat în așa fel încît să fie cu atît mai mic, cu cît conținutul de aluminiu este mai mare. În felul acesta se poate asigura stabilitatea la căldură, stabilitatea de volum și mai ales reducerea fragilității.

Siliciul se manifestă asupra structurii prin reducerea cantității de carbon combinat și favorizarea grafitizării. Astfel, la o fontă cu 12% Al și cu 3% Si structura este încă cenușie pe cînd la aceeași fontă, dar cu 2% Si, structura este complet albă. Efectul siliciului apare evident și la conținuturi mici de aluminiu.

Prin scăderea conținutului de carbon se înrăutățesc proprietățile de turnare. Din acest motiv se pot păstra conținuturi ceva mai mari de carbon, dacă se adaugă crom, care are un efect opus siliciului. Cromul favorizează formarea carburilor și a perlitei, cum și finisarea structurii. Totuși conținutul lui trebuie limitat pentru a evita o durificare excesivă și o fragilizare a fontei.

Pentru finisarea grafitului se introduce, în anumite calități de fontă, 0,2—0,4% Ti.

Influența aluminiului asupra caracteristicilor fizice și mecanice. Principala însușire a fontelor aliate cu aluminiu este stabilitatea lor termică și chimică mare la conținuturi peste 4% Al. Această calitate o poate etala mai ales în prezența simultană a cromului. Rezistența la oxidare la temperaturi înalte, obținută prin aliere cu aluminiu, se poate explica prin formarea unui spinel de Fe—Al ($FeO \cdot Al_2O_3$ în loc de $FeO \cdot Fe_2O_3$) care micșorează mult mobilitatea ionilor de fier (decisivă pentru desfășurarea oxidării).

Aluminiul dă fontei o rezistență mare la acțiunea agresivă a sulfului. Experiențe efectuate cu bare de fontă imersate în sulf topit timp de 800 h la 475°C au arătat o reducere a pierderilor provenite din acțiunea sulfului, de la 100 unități la fonta fără aluminiu, la 15 unități la fonta cu 4% Al, respectiv la 1,5 unități dacă fonta are 4% Al și 2% Cr (fig. 5).

Influența diferitelor elemente asupra rezistenței electrice specifice este dată în figura 6. Se observă că în această privință aluminiul și siliciul au efectul cel mai mare însă, în timp ce siliciul poate provoca fragilitatea materialului după anumite limite, aluminiul poate fi prezent și în cantități mai mari pentru a se obține rezistențele electrice specifice, de la 200 la 250 $\mu\Omega$ cm.

Aluminiul coboară punctul Curie al fontei astfel încît la 16% Al fonta devine nemagnetică.

Fontele aliate cu aluminiu au densitatea cu atît mai mică, cu cît procentul de aluminiu este mai mare; la fonte cu 30% Al este de numai 53 g/cm³.

Un neajuns prezentat de fontele aliate cu aluminiu este coeficientul mare de dilatare în special la conținuturi mai mari de 10% Al. Exemplu:

°C	fontă obișnuită	fontă cu 5% Al	fontă cu 24% Al
20—500	$13,5 \times 10^{-6}$	$13,65 \times 10^{-6}$	$20,7 \times 10^{-6}$

Fonta cu aluminiu este mai rezistentă la coroziunea soluțiilor de HCl și HNO_3 în comparație cu fonta comună. În soluție de 50% HNO_3 fonta de aluminiu rezistă perfect. De asemenea, rezistă bine la apa de mare. Fontele ledeburitice cu conținut foarte înalt de aluminiu nu au rezistență bună la coroziune datorită constituentului Al_4C_3 care este instabil în atmosferă umedă și se descompune spontan după reacția:

$$Al_4C_3 + 12H_2O \rightarrow 4Al(OH)_3 + 3CH_4.$$

Această dezintegrare a fontei poate fi evitată dacă se iau măsuri pentru obținerea unei structuri cu carburi fine, uniform distribuite, dacă piesele sînt stocate în loc uscat și eventual unse cu ulei sau dacă se pun imediat în serviciu la temperaturi înalte.

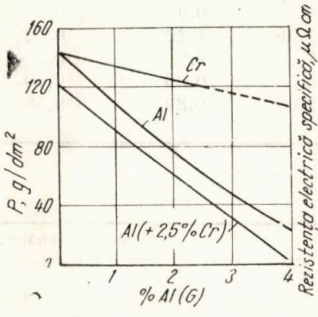


Fig. 5

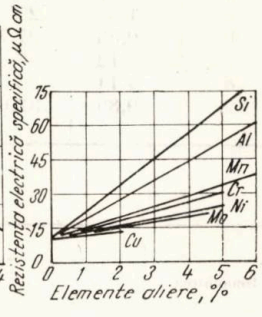


Fig. 6

În general, caracteristicile mecanice ale fontei aliate cu aluminiu sînt destul de modeste față de fonta nealiată. Totuși unele calități de fontă ca cele cu conținut redus de aluminiu și crom și structură perlitică (4% Al și 1% Cr) sau cele feritice cu conținut mare de aluminiu (24% Al) au dat valori comparabile.

Duritatea Brinell a fontei variază foarte mult cu conținutul de aluminiu, și anume (fig. 4) : pentru zona *I*, 200—400; pentru zona *II*, 400—480; pentru zona *III*, 200—250 și pentru zona *IV*, 340—380. Elementele de aliere au în această privință influență diferită : cromul are un puternic efect de durificare, iar siliciul durifică pe de o parte ferita, iar pe de altă parte, prin favorizarea grafitizării, face materialul moale. Exemplu : la o fontă cu 14 % Al duritatea Brinell va scădea de la 470 la 215 dacă conținutul de siliciu crește de la 2 la 3,5 %.

În tabelele 1, 2 și 3 sînt prezentate compozițiile chimice și caracteristicile mecanice la o serie de fonte cu conținut scăzut, respectiv mediu și înalt de aluminiu, realizate și aplicate cu bune rezultate în Italia, după datele I.S.M.L (Instituto Sperimentale dei Metalli Legeri).

Prelucrabilitatea fontelor cu aluminiu este satisfăcătoare în domeniul perlitic (fig. 4, zona *I*) cu conținut de aluminiu pînă la 7 % și devine dificilă cînd este depășit conținutul de 9 % Al. Fontele feritice sînt prelucrabile cu aceeași dificultate ca fontele normale de înaltă rezistență. Fontele ledeburitice pot fi prelucrate numai cu widia sau prin polizare. Prelucrabilitatea este influențată de prezența elementelor de aliere : cromul reduce prelucrabilitatea prin formarea carburilor, siliciul deplasează limita prelucrabilității către

Tabela 1

Nr. crt.	Compoziția chimică, %					Caracteristici mecanice			
	C	Al	Si	Mn	Alte elemente	σ_r, kgf/mm²	*f*, mm	HB	*K*, kgfcm/cm²
1	3,32	—	2,03	0,55	—	44,7	2,4	263	30
2	3,2	3,4	~2	~0,5	—	50,0	—	264	—
3	2,67	5,03	3,49	0,41	0,51 Ni	20,1	1,0	269	20
4	3,07	4,8	2,01	0,85	0,85 Ni	40,0	1,5	—	24
5	3,25	3,66	2,28	0,70	0,36 Ni 2,65 Cr	46,4	1,9	344	47
6	3,32	4,01	~2	~0,5	2,32 Cr	35,0	—	306	—
7	2,86	6,85	3,21	0,73	0,36 Ni 2,56 Cr	37,2	1,1	401	24
8	2,85	6,72	3,22	0,87	0,93 Ni 3,12 Cr	26,2	1,1	380	18
9	2,98	6,68	2,95	0,70	0,80 Ni 3,04 Cr	26,0	1,3	360	20
10	2,92	7,90	3,31	0,94	0,66 Ni 2,86 Cr	24,3	1,0	—	16

Tabela 2

Nr. crt.	Compoziția chimică, %					Caracteristici mecanice			
	C	Al	Si	Mn	Alte elemente	σ_r, kgf/mm²	*f*, mm	HB	*K*, kgfcm/cm²
1	2,20	13,58	2,11	n.d.	—	29,4	0,7	470	27
2	2,02	14,20	3,59	n.d.	—	23,3	1,4	216	33
3	1,24	23,94	0,83	0,58	—	24,6	n.d.	215	n.d.
4	1,27	25,7	0,9	0,5	—	42,8	1,8	253	46
5	1,3	25	0,9	0,5	—	40,0	1,7	252	42
6	0,53	27,76	1,22	0,32	—	39,4	1,3	353	25
7	1,12	28	0,9	0,5	—	34,2	1,4	360	33
8	1,14	28,52	0,86	0,49	2,74 Cr	25,5	1,0	370	19
9	0,89	32,08	0,89	0,50	0,75 Ti	29,0	0,8	370	18

Tabela 3

Denumirea	Compoziția chimică, %							Caracteristici mecanice			Greutatea specifică, g/cm³
	Al	C	Si	Cr	Mn	P	S	σ_r, kgf/mm²	*f*, mm	HB	
Z1Al6Si	5,5— 7,0	1,8—2,4	4,5—6,0	—	<0,8	<0,3	<0,15	23—28	1,2	240—300	~7,2
AlAl6Cr	5,0— 7,0	2,6—3,0	1,5—3,0	1,5—3,0	<1,0	<0,5	<0,12	18—22	~2	240—280	6,8—7,0
AlAl7Cr	6,0— 8,0	2,5—2,8	0,5—3,0	0,5—1,5	<1,0	<0,5	<0,10	16—20	~2	260—300	6,7—6,9
Z1Al8Cr	7,0— 9,0	2,3—2,7	0,5—3,0	1,5—3,5	<1,0	<0,5	<0,10	12—18	~1	280—320	6,7—6,8
AlAl8	6,0— 9,0	2,5—3,0	0,5—3,0	—	<1,0	<0,5	<0,12	20—22	2—3	250	6,7—6,8
Z1Al16	13,0—19,0	2,0—2,5	0,5—3,0	—	<1,0	<0,3	<0,10	9—10	0,5—1,0	450	6,2—6,5
Z1Al24	21,0—28,0	1,0—2,0	0,5—3,0	—	<1,0	<0,2	<0,03	15—20	1,5—2,0	180	5,7—6,0
SL422484 (Pyroferal)	29,0—31,0	1,0—1,2	<0,50	—	<0,70	<0,04	<0,10	(35)	(5)	(425)	~5,3

nivele mai ridicate (pînă la 7,5% Al), carbonul îmbunătăţeşte prelucrabilitatea însă coboară rezistenţa la căldură.

Producerea fontei aliate cu aluminiu. Elaborarea în cubilou a fontei cu aluminiu nu se recomandă datorită tendinţei puternice de oxidare a aluminiului. Se recomandă cuptorul cu flacără, electric (cu inducţie sau cu arc indirect) sau procedeul duplex (cubilou — cuptor electric). Metoda cea mai

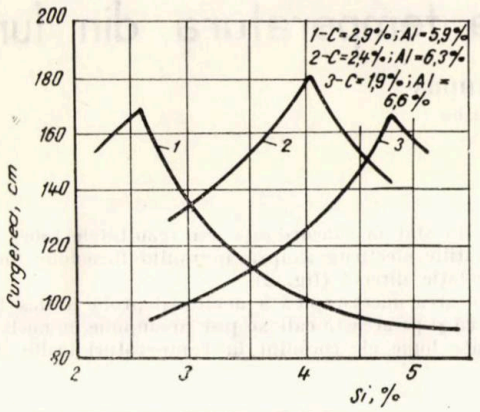


Fig. 7

favorabilă şi mai sigură s-a dovedit a fi elaborarea în cuptorul cu inducţie cu căptuşeală acidă. Căptuşeala acidă reacţionează puţin cu baia metalică, temperatura poate fi uşor reglată şi se asigură o compoziţie omogenă. Această metodă se recomandă mai ales în cazul fontelor înalt aliate cu aluminiu de tipul ciugal (24% Al) şi pyroferal (30% Al).

În Italia se mai utilizează şi un alt procedeu, mai simplu şi cu rezultate bune în special în cazul fontelor perlitice, şi anume: fonta se evacuează într-o oală în care se află un strat de hexacloretan. Se adaugă aluminiul topit separat sub flux de sare şi eventual alte adaosuri de aliere în bucăţi mici. Se omogenizează puternic baia metalică. Pentru a se evita oxidarea aluminiului suprafaţa băii se acoperă cu săruri care să descompună alumina (de exemplu 85% criolit + 15% fluorură de calciu) sau săruri speciale (cum sînt produsele FOSECO).

Un neajuns ce poate avea loc în timpul elaborării este absorbirea de către baie a hidrogenului, mai ales cînd aluminiul pluteşte şi are loc, cu umiditatea din aer, reacţia:

$$2Al + 2H_2O = Al_2O_3 + 6H.$$

Supraîncălzirile, în cazul fontei cu aluminiu, sînt foarte periculoase. Temperatura de turnare va fi cuprinsă între 1 300 şi 1 400°C. Contracţia fontei cu aluminiu este relativ mare, de 2—2,5%, în special la fontele cu conţinut ridicat de aluminiu.

Curgerea în forme este înrăutăţită de prezenţa aluminiului; pînă la 4% această influenţă nu apare sensibilă, dar se accentuează la fontele cu conţinut înalt de aluminiu la care se adaugă şi efectul celorlalte elemente de aliere, în special al siliciului (fig. 7).

Domeniul de folosire. Fontele cu aluminiu sînt folosite încă de mulţi ani în Franţa, Anglia, R.F. a Germaniei. În R.S.C., U.R.S.S. şi R.P.P. au fost standardizate unele calităţi de fontă (tabela 3). În Italia au fost dezvoltate diferitele calităţi de fontă cu conţinut scăzut de aluminiu (3—8% Al) şi unele adaosuri de aliere (Cr, Si, Ni şi Ti) (tabela 1), precum şi cele de tipul ciugalului (24%Al) şi pyroferalului (30%Al).

Principalele domenii de folosire a fontelor aliate cu aluminiu sînt:

— retorte de distilare pentru rafinării. Fonta cu 4% Al şi 2% Cr are o comportare mai bună în serviciu şi o durabilitate de două ori mai mare decît fonta obişnuită;

— dinţii de la braţele de amestecare ale cuptoarelor Renman pentru prăjirea clorurantă a cenuşilor de pirită cupriferă (cu 2% S). Durabilitatea acestor piese turnate din fontă cu aluminiu este, în etajele superioare unde temperatura este ridicată (700°C) şi în atmosferă cu sulf, de două ori mai mare decît a fontei obişnuite. Pe lîngă atmosfera agresivă aceste piese sînt supuse şi unei uzuri abrazive, fapt pentru care se utilizează o fontă albă mai dură decît în primul caz, cu 7% Al şi 3% Cr, cu HB=380 în stare iniţială, care după utilizare scade la 350;

— de asemenea, fonta cu aluminiu se foloseşte la executarea plăcilor pentru cuptoarele de încălzire şi tratament termic (7% Al + 1% Cr), grătarelor pentru vetrele cu cocs (4% Al + 1% Cr), inelelor de prindere de la cuptoarele rotative pentru sulfura de bariu (4% Al + 2% Cr) şi creuzetelor pentru topirea aluminiului (6% Al + 1% Cr);

— la executarea elementelor de rezistenţă electrice (folosite la locomotivele electrice) din fontă cu 6% Al şi structură aproape feritică cu care se obţine o rezistenţă electrică specifică, de 200 $\mu\Omega$ cm faţă de 85 $\mu\Omega$ cm, la fonta normală, şi posibilitatea de a urca temperatura în exploatare pînă la 600°C. Aceasta corespunde unui grad de supraîncărcare de 0,6 deoarece fontele obişnuite se folosesc pînă la 370°C. De asemenea, rezultă din densitatea redusă (6,8 faţă de 7,3 g/cm³) o capacitate de putere mai mare (1 000 W faţă de 340 W pentru fonta normală). Utilizarea fontei cu aluminiu a dat, împreună cu modificările constructive respective ale elementelor de rezistenţă, o scădere a greutăţii de la 1 600 la 1 200 kg şi o economie de spaţiu de 40% la locomotivele italiene de tip FS—E 645 şi E 646 [2].

BIBLIOGRAFIE

[1] HUGONY E. *Le ghise 'allalluminio. Caratteristiche, tehcnologia e applicazioni.* La Fonderia Italiana, 1965, nr. 2, p. 33 — 46.

[2] HUGONY E. *Verwendung von aluminiumlegiertem Sondergusseisen in Italien.* Giesserei-Praxis, iunie, 1967, nr. 14, p. 253 — 258.

[3] HENKE F. *Aluminium im Gusseisen.* Giesserei — Praxis, mart., 1966, nr. 5, p. 76 — 82.

[4] NICOLA V. *Una nuova fonderia per elementi di rezistenze elettriche.* La Fonderia Italiana, nr. 7, 1965, p. 273 — 279.

Problema comportării cocsului la temperatura din furnal

Chim. GABRIELA REINHORN
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 669.162.16

Încă de la sfîrşitul secolului trecut, O. Simmersbach şi alţi specialişti au atras atenţia că rezistenţa cocsului — — factorul de calitate cel mai mult cercetat şi dezbătut — depinde, pe lîngă proprietăţile cărbunilor folosiţi, şi de alţi factori tehnologici ca : temperatura de cocsificare, durata de cocsificare, lăţimea camerei, procentul maxim de grăunţi sub 3 mm, felul încărcării (turnat sau comprimat) etc. [1]. Complexitatea acestor factori, pe de o parte, şi lipsa posibilităţii de reproducere sau de modelare — la scară mai mică — a fenomenelor ce au loc în furnal, face ca nici astăzi calitatea cocsului să nu poată fi exprimată printr-un indice suficient de cuprinzător [1], [2], [3], [4]. Diferite experimentări efectuate în furnal au arătat, în unele situaţii, că unele sorturi de cocs chiar dacă au prezentat caracteristici evaluate ca valori optime prin normele uzuale ASTM, GOST, DIN, STAS ş.a., au dus la apariţia unor fenomene negative, în special după 6 — 8 h de la încărcare. Scăderea debitului de aer încălzit insuflat şi creşterea presiunii, fenomene tipice în astfel de cazuri, indică o degradare granulometrică a cocsului folosit, într-o zonă aşezată peste nivelul gurilor de aer, fenomen însoţit de o diminuare a volumului şi o îngustare a secţiunii golurilor de trecere pentru gaze.

Cercetătorii americani considerau (la nivelul anului 1957) că principalele cauze ale sfărîmării cocsului sînt temperatura şi presiunea. Încărcătura furnalului, care la stadiul ei critic este alcătuită din zgură lichidă, metal topit, oxizi lichizi de metal şi cocs solid, reprezintă un pat în mişcare treptată, ce se îndreaptă către vatra furnalului. Din acest motiv, ei au socotit ca reprezentativă, pentru prevederea performanţelor cocsului în furnal, proba de compresiune la temperaturi înalte (fig. 1 : *1* — proba de cocs ; *2* — creuzet de grafit ; *3* — capac ; *4* — bloc creuzet refractar ; *5* — pulbere de magneziu ; *6* — bobină inducţie ; *7* — inel de corund artificial ; *8* — bară de compresiune ; *9* — platan pentru echilibru ; *10* — platan pentru greutăţi efective). Ei au socotit că efectele roaderii şi ale zdrobirii prin lovire, aşa cum au loc în toba rotativă, sînt mai puţin importante [5], [6]. Datele din tabela 1, prezentate de aceşti cercetători, arată că rezultatele obţinute pentru proba de compresiune la temperatură înaltă nu sînt în concordanţă cu rezultatele tobei ASTM, observaţiile efectuate asupra mersului furnalului fiind însă în corelaţie directă (fig. 2).

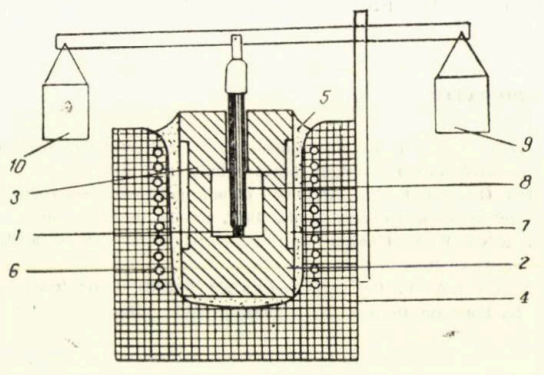


Fig. 1

Cercetarea microscopică a acelorași probe a dus la concluzia că şi pe această cale se pot presupune, în unele cazuri, rezultate bune ale cocsului la temperaturi înalte [5].

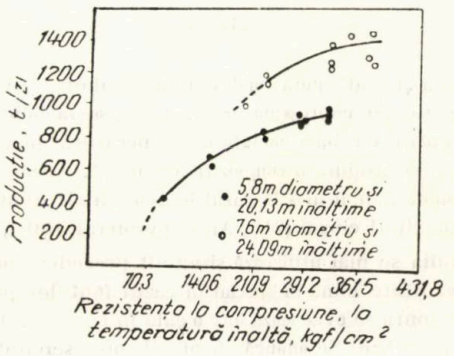


Fig. 2

Astfel, cele două probe de cocs din tabela 1, caracterizate prin două valori extreme ale indicelui de rezistenţă la compresiune la temperatură înaltă, prezintă şi două extreme din punctul de vedere al structurii celulare. În figura 3 este dată imaginea microscopică a cocsului Pocahontas — Wheelwright (Inland nr. 3), de calitate superioară, alcătuit din celule — concavităţi — relativ mari, distribuite la întîmplare şi înconjurate de pereţi groşi de cocs. Rezultatele foarte bune obţinute cu acest cocs în furnal arată că această structură ar satisface două dintre cerinţele fundamentale puse combustibilului folosit în furnal — aceea de a prezenta suprafeţe mari de reacţie şi aceea de a rezista solicitărilor de presiune şi temperatură, în zonele critice ale furnalului.

Cu totul diferită apare structura cocsului Beehive C (fig. 4) ; acesta prezintă o structură dantelată, fină şi delicată, ce poate fi considerată, cel puţin parţial, drept una din cauzele principale ale performanţelor slabe obţinute la folosirea lui în furnal.

Tabela 1

Cocs	V, %	A, %	C_{fix}, %	Tobă ASTM, %		Rezistenţă la compresiune la 1 650°C, kg/cm²	Comportare în furnal
				Stabilitate	Duritate		
Inland	2,3	7,1	90,6	55	69	235	—
Inland nr. 3	0,8	6,0	93,2	54	67	372	Bună
Beehive C	1,2	9,2	89,6	48	58	88	Slabă
Beehive H	1,3	8,1	90,6	28	56	274	Bună
Antracit	8,1	11,5	80,4	6	—	417	—

Observaţiile acestor cercetători conchid că determinanţi pentru rezistenţa cocsului la temperatură înaltă pot fi consideraţi următorii factori: procentul de materii volatile; conţinutul de cenuşă, compoziţia şi punctul său de fuziune; porozitatea şi grosimea peretelui celulei de cocs şi fisurările interne ale masei de cocs.

Şi în Europa, specialiştii din ţările mari producătoare de cocs, ca R. F. a Germaniei, U.R.S.S. ş.a. s-au declarat nemulţumiţi de acceptarea proprietăţilor fizice şi în special a rezistenţei la tobă, ca o măsură pentru calitatea cocsului

Fig. 3

Fig. 4

deoarece nu o socotesc ca o metodă de informare sigură asupra comportării cocsului în furnal. Acest fapt este concretizat prin preocupările din ultimele decenii, de a adopta şi introduce în practică diverse metode de încercare, diferite şi multiple tipuri de tobe şi condiţii de lucru convenţionale ca, de exemplu: Simmersbach, Sundgreen, MICUM etc. sau de a folosi pentru caracterizarea rezistenţei cocsului solicitările la cădere după Rice (S.U.A., Anglia) sau alte metode ca, de exemplu, comprimări şi deformări sub presiune. După primul război mondial, s-a oficializat în vestul Europei toba MICUM, iar în U.R.S.S., toba Sundgreen, deşi s-a recunoscut unanim că rezultatele lor nu sînt reprezentative direct pentru comportarea în furnal şi nici nu s-a putut stabili o corelaţie între ele. S-a considerat totuşi, că aceste metode pot furniza, în general, o orientare bună asupra calităţii unei producţii curente de cocs de acelaşi tip.

Din aceleaşi căutări au apărut şi tendinţele de exprimare a valorii cocsului în furnal prin diferite cifre caracteristice: Ilseder, Noua cifră Ilseder, Thibaut, Graf, ICEM [7], [8] ş.a. Dar şi aceste încercări au arătat ca utilă includerea şi a altor proprietăţi ale cocsului ce au rol direct în procesul din furnal [1].

Necesitatea modelării fenomenelor din furnal, deci şi cuprinderea solicitărilor mecanice la cald, în condiţiile reacţiilor respective, a dus, în perioada 1957—1961, la orientarea cercetărilor spre punerea la punct a unor metode convenţionale, de încercare a rezistenţei cocsului la solicitări mecanice, la temperatură înaltă şi în atmosferă reducătoare.

În Europa s-a considerat că solicitarea probele de cocs la zdrobire prin rostogolire şi loviri în tobe rotative este cea mai reprezentativă, cel puţin din punct de vedere al alegerii unei probe medii.

Pentru a avea o imagine de ansamblu şi pentru a vedea cît de convenţionale sînt toate aceste metode, se va trece în revistă, într-o ordine cronologică, diverselor încercări făcute în acest domeniu [8], [9], [10], [11], [12].

Cercetătorii sovietici (Veselovski) au observat, încă din 1936, că mărimea coeficientului de dilatare termică lineară a diferitelor materiale cărbunoase — corpuri neomogene — în intervalul de temperatură de 25—1 900°C, oscilează în limitele de $2 \cdot 10^{-7}$—$1 \cdot 10^{-6}$ cm, adică aproximativ de 20 de ori. Rezultă din aceasta că, prin încălzire se formează la suprafaţă faze diferite, la început microscopice, iar apoi, pe măsura încălzirii, unele crăpături, care în final reduc proprietăţile mecanice.

Toate încercările din această perioadă fie de distrugere în tobă, fie de strivire prin compresiune, au arătat că probele încălzite la roşu sînt mult mai puţin rezistente. În cazul probelor de compresiune la unele încercări, forţa de distrugere scade de la 272 — 380 kg/cm² la 94 — 194 kg/cm², iar în cazul solicitărilor la tobă, sistem Rubin, fracţiunea +40 mm este cu 8% mai mare la încercarea la rece şi fracţiunea — 15 mm, de 10 ori mai mare la încercarea la cald.

Cercetări sistematice efectuate de Bruk A.C. şi Leibovici R.E., în 1957, au arătat că sub acţiunea temperaturilor înalte se schimbă structura şi textura cocsului, au loc alunecări de planuri, alipiri, formări de microfisuri care prin unire duc la apariţia macrofisurilor, care toate duc la schimbarea rezistenţei mecanice, la distrugerea bucăţilor de cocs [9].

Aceste încercări au fost executate pe probe de cocs metalurgic, încălzite într-un creuzet de grafit sau într-un cuptor şamotat special, timp de 6 h, pînă la 1 400°C, apoi menţinute timp de 30 min la temperatura de lucru şi în atmosfera redu-

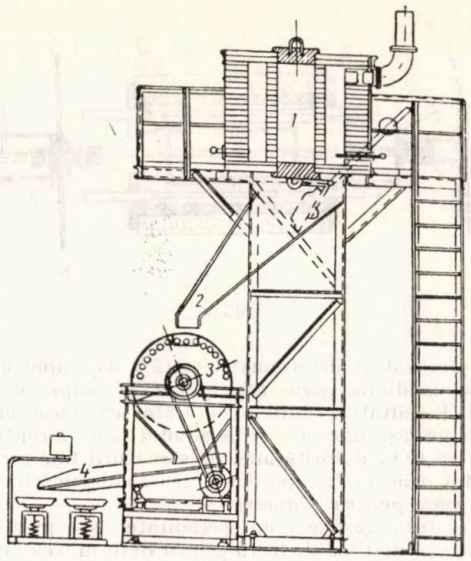


Fig. 5

cătoare creată în interior. Proba de cocs astfel încălzită este lăsată să cadă într-o tobă cu Ø 500 mm şi l = 200 mm, rotită cu 25 rot/min. Probele au fost supuse la rostogolire timp de 12 min (300 de ture) şi apoi analizate granulometric (fig. 5: *1* — cuptor; *2* — jgheab; *3* — tobă; *4* — ciur).

Alţi cercetători sovietici au pus la punct, în 1961, o altă metodă de laborator, folosind instalaţia din figura 6 (*1* — — capacul camerei de lucru al tobei; *2* — axul gol al tobei; *3* — rulmenţi; *4* — şasiu; *5* — capacul tobei; *6* — şurub; *7* — şaibă; *8* — motor; *9* — cuptor electric; *10* — termoelemente; *11* — milivoltmetru). În acest caz s-a lucrat cu o tobă mică, încălzită într-un cuptor electric, proba de 15 g

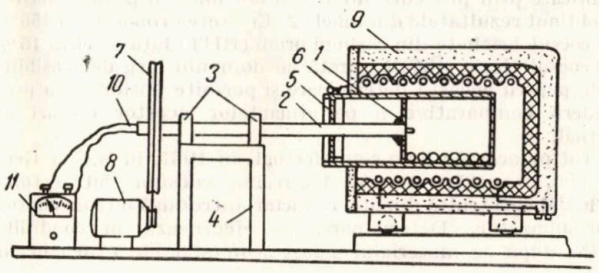


Fig. 6

cocs aflîndu-se în interior împreună cu 14 bile de oţel. Granulaţia probei de cocs a fost de 15 — 20 mm, iar diametrul bilelor — de 14 mm. Cuptorul a fost încălzit cu 4°C/min, pînă la 1 200°C, după care s-a mai menţinut proba 15 min la această temperatură. Apoi s-a pornit rotirea tobei (100 rot/min) timp de 30 min. Proba scoasă din cuptor a fost răcită şi

sitată. S-a considerat ca mărime caracteristică valoarea procentuală a fracţiunii mai mici de 3 mm.

Cu această metodă delicată, evoluată tehnic, însă cu o reprezentabilitate discutabilă din cauza cantităţii mici de cocs folosit, s-au obţinut rezultate interesante [11]. S-a observat că la toate probele de cocs încălzite pentru determinare (deci a II-a încălzire) valoarea roaderii prezintă o curbă cu aceeaşi alură, respectiv aceasta scade atingînd un minim la încălziri pînă la 400 — 600°C, iar după această temperatură creşte continuu. Micşorarea roaderii, respectiv a creşterii rezistenţei structurale, la încălzirea pînă la 600°C, este explicată prin înlăturarea tensiunilor interne apărute la stingerea umedă, bruscă, a cocsului şi aducerea sistemului într-o stare mai stabilă. S-au confirmat astfel avantajele ce se pot obţine la utilizarea cocsurilor stinse uscat, în special la mişcările ce au loc în zona superioară a furnalului.

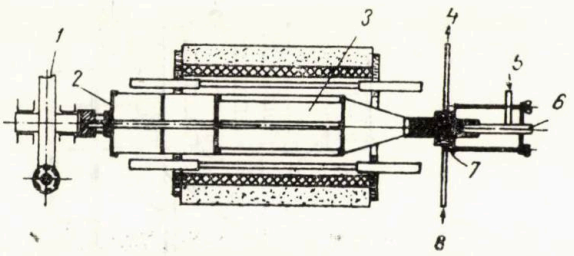


Fig. 7

S-au efectuat şi determinat cercetări în scopul urmăririi influenţei mediului gazos (N_2, CO_2, CO) asupra rezistenţei cocsului. Rezultatele obţinute au arătat că sensul modificărilor este acelaşi, dar că valorile absolute ale sfărîmării cresc la folosirea CO_2, datorită atacului structurii fine a cocsului, manifestat prin lărgirea porilor în urma consumării carbonului din cocs pentru reducere.

În literatura germană de specialitate este prezentată o instalaţie şi o metodă de lucru pentru determinarea rezistenţei cocsului incandescent, pusă la punct de J. Holzhey şi prezentată în lucrarea de disertaţie pentru doctorat [12]. Instalaţia este cea prezentată în figura 7 (*1* — cuplajul de transmisie; *2* — sita de filtrare; *3* — toba; *4* — ieşirea apei; *5* — introducerea gazului; *6* — termoelementele; *7* — lagărul răcit cu apă; *8* — apa de răcire) şi alcătuită în principiu dintr-un cuptor cu silite în care se montează o tobă din oţel refractar. S-a lucrat cu probe de 200 g, de granulaţie 20—25 mm, la 900°C, în atmosferă de gaz de furnal. Toba cu proba de cercetat se introduce în cuptorul încălzit la 900°C şi este pusă în mişcare cu 80 rot/min, timp de 60 min, apoi este scoasă afară, lăsată 20 min să se răcească, după care proba este cernută pe o sită cu ochiuri de diametrul 5 mm. Se apreciază roaderea prin procentul de material sub 5 mm.

Cercetătorul, analizînd cu această metodă cinci cocsuri fabricate prin procedee diferite şi din materii prime diferite, a obţinut rezultatele din tabela 2. Creşterea roaderii cu 156% la cocsul brichete din cărbuni bruni (BHT) faţă de circa 15% la cocsul clasic (Č.S.R.) arată un domeniu larg de sensibilitate pentru această determinare şi permite posibilitatea prevederii comparative a performanţelor acestor cocsuri în furnal.

Tot pe această linie s-au efectuat, în 1961, în R.F. a Germaniei, cercetări privind încercarea cocsului într-o tobă MICUM construită din oţel refractar, introdusă într-un cuptor corespunzător. Determinarea se efectuează în condiţiile DIN, după ce materialul a fost acomodat circa 30 min în

Tabela 2

	Cocs brichete din cărbuni bruni BHT	Cocs Westfalia W	Cocs polonez Chr	Cocs cehoslovac ČSR	Cocs Zwickau Z
Ardere, %	21,5	1,4	2,7	3,2	4,7
Roadere la rece, %	7,9	3,4	4,1	4,6	3,4
Roadere în condiţii de reacţie, %	20,2	3,5	4,6	5,3	6,5
Creşterea roaderii, %	156,0	2,9	12,2	15,2	91,2

cuptor, printr-o rotire lentă (1/8 rot/5 min). Aceste cercetări au uşurat studierea influenţei variaţiei condiţiilor de cocsificare asupra proprietăţilor mecanice ale cocsului [13]. Aceiaşi cercetători efectuează şi încercări de solicitare la compresiune a eşantioanelor de cocs, încălzite la 1 500 °C, obţinînd rezultate concludente. Instalaţia şi condiţiile de lucru sînt similare cu cele descrise de cercetătorii americani (fig. 1) [5].

În urma examinării diferitelor metode şi analizînd rezultatele obţinute în acest domeniu, în cadrul lucrărilor efectuate la ICEM, s-a ales ca principiu pentru metoda elaborată supunerea unei probe reprezentative de cocs încălzit la 1 000°C unor solicitări într-o tobă de laborator, la un număr ridicat de ture, iar la C.S.H. — încercarea în toba MICUM a unor probe de cocs încălzite în cuptorul cu silite. La alegerea condiţiilor de lucru s-a ţinut seama atît de necesitatea asigurării reprezentabilităţii şi reproductibilităţii rezultatelor, cît şi de crearea posibilităţilor de extindere a metodei la nivelul controlului curent, aşa încît realizarea ei să se poată face fără complicaţii tehnice (s-au evitat lagăre cu funcţionare la temperaturi ridicate, materiale speciale etc.).

BIBLIOGRAFIE

[1] Zimmer W. şi Neukirch W. *Neue Wege zur Prüfung von Hochofenkoks.* Neue Hütte Bd. 5, nr. 10, 1960, p. 585 — 590.

[2] Sîskov K. I. şi Verbiţkaia O. V. *Osnovnîe zakonomernosti pobeniia Koksa pri vtoricinom nagrevanii.* Moscova, Metallurghizdat, 1962.

[3] Gotlib A. D., Bruk A. C., Obuhovskii M. Ia. şi Volovik G. A. *Kacestvo Koksa i novaia tehnologhiia domenoi plavki.* Koks i Himia, nr. 1, 1964, p. 26 — 30.

[4] Byrtus F. şi Wegiel J. *Wpływ niektórych podstawowych parametrow jakosciowych Koksu na prace wielkich pieców.* Koks — Smola-Gaz, nr. 6, 1966, p. 232 — 235.

[5] Holowaty O. M. şi Squarcy M. Ch. *Blast furnace coke tested at high Temperature,* Journal of Metals, vol. 9, nr. 4, 1957, p. 577—581.

[6] Thibaut Ch. G. *Solid products of carbonization.* Chemistry of Coal Utilization — Supplementary Volume — H. H. Lowry, 1963, John Wiley & Sons, Inc. New-York, Londra.

[7] Szpilewicz A. *Cocs w procesie wielkopiecwym.* Katowice, 1962.

[8] Barbu I., Ştefănescu I., Reinhorn Gabriela, Corciovei Emilia şi Falk E. *Studiul comparativ al caracteristicilor şi compoziţiei cocsului brichete ICEM.* Metalurgia, nr. 6, 1966, p. 301 — 306.

[9] Bruk A. C. şi Leibovici R. E. *Pobedenie koksa pri visokih temperaturah.* Koks i Himia, nr. 3, 1967, p. 24 — 29.

[10] Verbiţkaia O. V. şi Sîskov K. I. *O termiceskoi ustoicivosti koksa.* Koks i Himia, nr. 7, 1958, p. 30 — 33.

[11] Smolianinova I. M., Kaplin A. A. şi Vasileva L. M. *Isledovanie procinosti koksa v goriacem sostoianii.* Koks i Himia, nr. 5, 1961, p. 25 — 28.

[12] Holzhey J. *Vergleichende Betrachtungen über das metallurgische Verhalten des Braunkohlen — Hochtemperaturkokses.* Freiberger Forschunzshefte, 1957, p. 13.

[13] Echterhoff H. *Untersuchungen über Koksfestigkeitsprüfung bei höheren Temperaturen.* Stahl und Eisen, nr. 15, 1961, p. 992—1 000.

Consideraţii privind automatizarea procesului analitic în siderurgie (II)

Chim. N. CHINDLER
Combinatul siderurgic — Hunedoara

CZ 669.1—52

În prima parte a articolului din Metalurgia nr. 1/1968 s-au prezentat cîteva aspecte legate de utilizarea generală şi introducerea în practica curentă a metodelor spectrometrice cu citire directă atît pentru analiza fontelor, oţelurilor, zgurelor metalurgice, cît şi a minereurilor şi feroaliajelor. În cele ce urmează va fi analizată latura economic-financiară şi a rentabilităţii noilor metode de analiză în siderurgie.

Se consideră că principalul avantaj oferit de metodele spectrometrice cu citire directă — fie că este vorba de metode de emisie optică, fie de fluorescenţă a razelor X — este rapiditatea obţinerii rezultatelor. Într-un trecut nu prea îndepărtat realizările de astăzi ale aparatelor moderne de acest gen ar fi părut de domeniul fanteziei. Într-adevăr, aparatele spectrometrice optice de emisie cu citire directă sînt capabile să dea, în 3—4 min de la sosirea probei în laborator, analiza completă a eşantionului trimis spre analiză. Timpul indicat poate fi scurtat şi mai mult dacă utilajul de pregătire a eşantioanelor metalice (retezare şi şlefuire) este la nivelul tehnicii moderne. Este importantă şi o dispunere în flux a aparatajului de retezare — şlefuire şi o perfectă organizare a locului de muncă astfel, încît orice mişcare inutilă să fie evitată. La acest timp se adaugă timpul necesar transmiterii probelor la laborator şi cel necesar transmiterii rezultatelor la secţia de producţie care a solicitat analiza. Dacă transmiterea probelor se face prin poştă pneumatică sau dacă aparatul spectrometric este instalat chiar pe platforma secţiei productive, transportul probelor durează doar 25—50 s, în funcţie de distanţa cuptorului faţă de aparat.

Transmiterea rezultatelor durează tot atît, în afară de cazul în care aparatul spectrometric este dotat cu un calculator electronic (analogic sau digital) legat, printr-un sistem telex, de centrala dispecer a secţiei productive sau de posturile de transmitere — recepţie ale poştei pneumatice; în această variantă rezultatele date de aparat în scris se citesc concomitent de către operator şi de către beneficiar. În tabela 1 se redau timpii de analiză necesari pentru determinarea fiecărui element din programul unui aparat de tip cuantovac destinat analizării oţelurilor carbon, slab şi mediu aliate, prin metodele obişnuite ale laboratoarelor rapide.

Rezultă că, pentru a cunoaşte compoziţia chimică a unei probe prelevate din cuptor, numai pentru principalele elemente (C, Mn, Si, S, P) sînt necesare minimum 30 min, iar în cazul unei analize complete, 8 h, uneori chiar mai mult. În foarte multe cazuri şi în special la elaborarea oţelurilor aliate, evacuarea oţelului din cuptor nu se face decît după ce analiza ultimei anteprobe confirmă încadrarea totală în limitele de analiză prescrise. Executarea acestei analize la cuantovac permite o scurtare a perioadei de elaborare, egală cu timpul cîştigat prin accelerarea procesului analitic şi, în consecinţă, o mărire a capacităţii de producţie.

Cunoaşterea operativă a compoziţiei finale este de o importanţă deosebită, în special pentru unele elemente pentru care nu există metode de determinare chimice sau fizico-chimice rapide.

De exemplu, o determinare de arsen durează, după cum reiese din tabela 1, circa 3 h, în mod obişnuit neefectuîndu-se în laboratoarele rapide. Depăşirea conţinutului maxim de arsen admis pentru oţelurile carbon de calitate selecţionate — constatat abia după laminarea oţelului — determină declasarea şarjei de oţel carbon obişnuit care în mod normal se lamineză la alte dimensiuni.

Tabela 1

Elementul de determinat	Metoda utilizată	Timpii necesari, min
Carbon	Gaz-volumetrică	5
Mangan	Volumetrică (Proector Schmith)	8
Sulf	Combustie-alcalimetrică	5
Crom	Volumetrică cu acid percloric	18
Nichel	Potenţiometrică cu CNK	14
Molibden	Colorimetrică	25
Siliciu	Fotocolorimetrică	30
Cupru	Fotocolorimetrică	20
Fosfor	Fotocolorimetrică	25
Titan	Fotocolorimetrică	30
Vanadiu	Fotocolorimetrică	30
Aluminiu	Spectrofotocolorimetrică	60
Arsen	Prin distilare-finalizare volumetrică	180
Bor	Spectrofotometrică	120
Niobiu	Spectrofotometrică	480

Laminatele astfel obţinute sînt greu vandabile, rămînînd în stocuri timp îndelungat. Executarea analizelor pe cale spectrometrică înlătură complet aceste cazuri nedorite.

Este adevărat că în mod normal nu este necesară determinarea tuturor elementelor din programul aparatului, pentru conducerea corectă a proceselor de elaborare. În unele cazuri se cere doar determinarea carbonului, alteori a carbonului şi a sulfului etc. Cîştigul de timp rezultat prin întreruperea citirilor în continuare la aparat este de ordinul secundelor, important totuşi în cazul solicitării intense a aparatului.

Cunoaşterea operativă a compoziţiei chimice oferă marele avantaj că conducerea proceselor tehnologice de obţinere a metalului se poate face pe baze raţionale, în sensul că modificarea compoziţiei chimice a băii, în vederea încadrării în final în analiza chimică prescrisă, se desfăşoară în condiţiile cunoaşterii continue a compoziţiei băii, intervenţiile personalului de exploatare privind influenţarea decurgerii proceselor în sensul dorit devenind mult mai eficace.

După o perioadă de acomodare, atît a personalului din oţelării privind prelevarea, calmarea şi răcirea corectă a probelor, cît şi a laboranţilor în ceea ce priveşte corecta exploatare a aparaturii spectrale, vor fi create toate condiţiile pentru a elimina întrutotul noţiunea de şarjă rebutată sau

declasată din cauza analizei chimice. Efectele economice pozitive astfel obținute nu se pot însă evalua în lei.

Un avantaj economic deosebit rezultă din posibilitatea pe care cunoașterea operativă a compoziției chimice a băii metalice o oferă oțelarilor în privința economiei de feroaliaje.

Într-adevăr, existînd această posibilitate, se poate conduce alierea în așa fel, încît compoziția finală să depășească foarte puțin limita inferioară admisă de standarde, spre deosebire de situația în care se merge pe analize rapide chimice, cînd pentru siguranță se tinde mai mult spre limita superioară.

Un exemplu în această direcție este edificator. La elaborarea unei șarje de marcă 20 MoN 35 (STAS 791—66), care trebuie să aibă conținutul de nichel între 3,25 și 3,75%, la aliere se calculează adaosul de oxid de nichel (96%Ni) în așa fel, încît să se obțină în final 3,50% Ni în oțelul produs. Pentru aceasta, la o încărcare de 27 t a cuptorului, se adaugă 1 020 kg oxid de nichel.

Cunoașterea operativă a conținutului de nichel permite oțelarilor alierea spre limita inferioară, deci obținerea în final a unui conținut de 3,30% Ni în oțel, ceea ce se poate efectua fără teamă, deoarece există posibilitatea corectării compoziției prin adaos de nichel în caz că se constată o scădere sub limita inferioară la proba trimisă spre analiză după aliere. În acest din urmă caz (aliere pentru 3,30% Ni în final), se vor utiliza doar 963 kg, rezultînd o economie de 57 kg oxid de nichel, în valoare de 1 972 lei.

Exemplul de mai sus se poate extinde la toate elementele de aliere, economiile ce se pot realiza fiind foarte importante.

Economii importante se pot realiza și prin reducerea consumului de reactivi, dintre care unii (persulfat de amoniu, acid percloric p.a.) din import. Prețul de revenire mediu al unui element din oțel sau component al zgurei, determinat în laboratoarele rapide care deservesc oțelăriile, este de 2,70 lei (date postcalculate).

Pentru comparație se va analiza, în continuare, costul de revenire al unui element analizat la cuantovac.

Costuri directe

— Consum de argon, la dublă scînteiere, 5,0 l pentru 1 probă (92 lei/m³) =	0,92 lei;
— Consum de electrozi de argint, la dublă scînteiere, 1 electrod la 1 000 scînteieri (113 lei/buc.) =	0,26 lei;
— Consum de discuri abrazive pentru tăierea probelor (1 disc la 100 probe — 35,2 lei/buc.) =	0,352 lei;
— Consum de hîrtie abrazivă pentru șlefuirea probelor (o hîrtie la circa 25 probe — 12,3 lei/buc) =	0,492 lei;
Total costuri directe	1,79 lei

Costuri indirecte

Amortizare plătită într-un an	
— pentru cuantovac	88 448 lei;
— pentru instalație climă	9 176 lei;
— pentru utilajele de pregătit probele	3 600 lei;
— pentru clădire (1/10 din totalul clădirii)	5 813 lei;
Total amortizări/an =	107 037 lei
Total amortizări/24 h =	~300 lei

Alte costuri

— Energie electrică — circa 2 kW/h = 48 × 0,28 = 13,44 lei/24 h	48 kW/24h
— Argon pentru spălare 0,5 l/min =	30 l/h = 720 l/24 h
720 × 0,92 =	66,2 lei/24 h
— Piese de schimb în valoare de circa 50 000 lei/an = 139 lei/24 h	

Manoperă

17 laboranți a 1 340 lei/lună =	22 780 lei
3 tehnicieni de schimb a 1 400 lei/lună =	4 200 lei
2 fizicieni întreținere a 1 900 lei/lună =	3 800 lei
costuri comune 3 000 lei/lună =	3 000 lei
Total...	33 780 lei/lună

Recapitulare

Cost pentru una probă	1,79 lei
Costuri pentru 24 h de funcționare	518,64 lei
Manoperă pentru 24 h de funcționare + regie	1 126 lei
Total costuri + manoperă pe 24 h de funcționare	1 644,64 lei

Costul unei analize complete revine

în cazul în care se execută	50 de analize/24 h la 34,69 lei
	100 de analize/24 h la 18,24 lei
	150 de analize/24 h la 12,75 lei
	200 de analize/24 h la 10,01 lei
	250 de analize/24 h la 8,36 lei
	300 de analize/24 h la 7,28 lei

Din analiza comparativă a cifrelor de mai sus rezultă:

— Prețul de revenire al unei analize este cu atît mai scăzut, cu cît aparatul este mai intens exploatat.

— Fie că se cere determinarea unui singur element, fie analiza completă a probei trimise spre analiză, prețul de cost este același.

— În condițiile determinării celor cinci elemente de bază (C, Mn, Si, S, P) prețul de revenire ajunge sub costul analizei pe cale chimică (5 × 2,70 = 13,50 lei) în caz că aparatul execută cel puțin 150 de determinări/zi.

— Chiar dacă se neglijează avantajele privind reducerea duratei de elaborare, evitarea declasărilor și economia de feroaliaje — ținînd seamă numai de reducerea prețului de cost al analizelor — utilizarea aparatelor de tip cuantovac reduce prețul de cost al analizelor.

— Ținînd seamă de toate considerentele de mai sus, amortizarea totală a aparatului se face într-o perioadă mult mai scurtă decît cea prevăzută prin normative.

Eficiența efectivă a utilizării cuantovacului, pentru executarea analizelor în timpul elaborării și al analizelor finale, va putea fi apreciată mai precis după o perioadă mai îndelungată de funcționare.

Cert este însă că un singur aparat de tip cuantovac nu va putea satisface necesitățile de analiză a 15 cuptoare Martin și electrice și a trei melanjoare, inclusiv analiza zgurelor.

Din această cauză apare necesitatea imperioasă a dotării laboratorului unei mari uzine siderugice — cum este C.S.H. — cu două aparate de tip cuantovac, capabile în primul rînd să asigure continuitatea executării analizelor în caz de defecțiuni sau lucrări de întreținere la unul din aparate, să asigure desfășurarea normală sau aproape normală a procesului analitic în perioadele de vîrf și să permită efectuarea analizelor rapide de fonte și zgure, indispensabile pentru o conducere rațională a proceselor de elaborare.

Călirea superficială prin încălzire cu curenţi de inducţie a ghidajelor batiurilor de maşini-unelte

Ing. I. TĂTAR
Uzina de strunguri – Arad

CZ 621.9 – 216.63 : 621.785.6 : 621.3.023

În cazul unei exploatări normale uzura ghidajelor strungurilor, în porţiunea dinspre păpuşa fixă, este de circa 0,2 mm/an. Acest fapt impune găsirea şi aplicarea unor procedee în scopul îmbunătăţirii rezistenţei la uzură a ghidajelor batiurilor.

La Uzina de strunguri-Arad procedeul de mărire a rezistenţei la uzură a suprafeţelor ghidajelor prin călire superficială se practică de mai mulţi ani.

La călirea superficială a ghidajelor batiului strungului SN–400 s-a lucrat cu următorii parametri:

- frecvenţa . . . . . 8 kHz
- puterea specifică în circuitul de 8 kHz ... 18kW/cm²s
- tensiunea în circuitul de 8 kHz . . 650 V
- raport de transformare 7
- viteza de deplasare dintre piesă şi inductor . . . . . 195 mm/min
- presiunea apei în circuitul inductorului 2 at.

Se lucrează cu inductorul prezentat în figura 1.

Acesta este construit din ţeavă de cupru, cu secţiunea pătrată, cu latura de 11 mm. Profilul inductorului urmăreşte forma ghidajului, iar în dreptul suprafeţelor care urmează să fie călite, pe inductor, sînt montaţi concentratori de flux. Aceştia sînt formaţi din tole de tablă silicioasă cu grosimea de 0,2 mm (fig. 2) şi se fixează pe inductor cu plăcuţe de cupru sudate pe acesta. Tolele sînt izolate atît faţă de plăcuţe, cît şi faţă

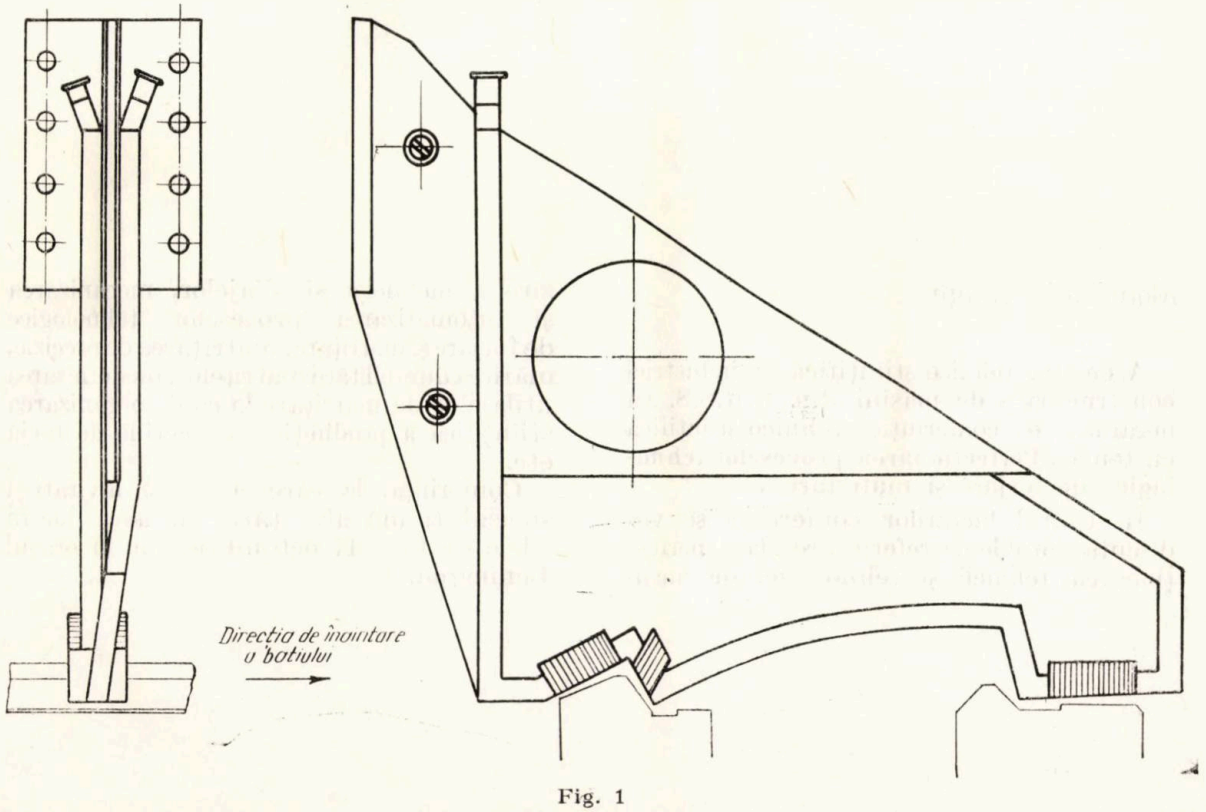


Fig. 1

de țeavă prin bandă de sticlă și mică. Răcirea pentru călire se obține prin prelevarea unei cantități de apă din circuitul de răcire al inductorului, apă care curge printr-un număr de găuri cu diametrul de 1 mm, dispuse pe toată lungimea țevii ocupată de concentratorul de flux. Distanța dintre găuri este de 3 mm, iar direcția lor cu orizontala formează un unghi de 30°.

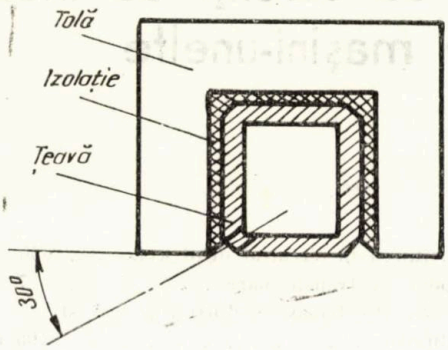


Fig. 2

Distanța dintre inductor și suprafața de călit este influențată de mai mulți factori ai condițiilor de încălzire. După cum rezultă din figurile 3, *a* și *b* unde sînt reprezentate pozițiile inductorului față de ghidajul din față, respectiv față de cel din spate, obținerea unui strat călit de grosime uniformă impune adoptarea unui intrefier care variază în limite destul de largi.

În urma unor numeroase măsurări s-a constatat că variația durității stratului călit nu depășește 3—4 unități HRC pe lungimea unui ghidaj, în cazul cînd fonta nu prezintă variații mari de structură.

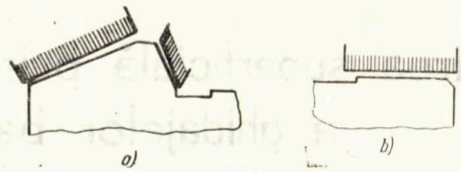


Fig. 3

Uniformitatea durității se păstrează pînă la adîncimea de 1,8—2 mm, iar scăderea durității se produce pe o adîncime de circa 1 mm. Cum deformația totală a unui ghidaj de batiu de strung cu distanța între vîrfuri de 1 500 mm este de 0,15—30 mm, rezultă că prin rectificare nu se așchiază un strat care să atingă adîncimea cu duritate variabilă nici la batiuri cu lungime mult mai mare (fapt care ar putea duce la variații inadmisibile a durității pe lungimea ghidajului).

Rezistența la uzură a suprafețelor de ghidare călite, în raport cu cele necălite, este mult superioară.

S-a constatat la strunguri care se găsesc în exploatare de mai multă vreme că posibilitățile de gripare ale suprafețelor de ghidare călite sînt practic eliminate.

Manifestări științifice

Asociația tehnico-științifică a industriei constructoare de mașini din U.R.S.S. va organiza o conferință tehnico-științifică cu tema **„Perfecționarea proceselor tehnologice de forjare și matrițare”.**

În cadrul lucrărilor conferinței se vor discuta probleme referitoare la: perfecționarea tehnicii și tehnologiei de încălzire a metalelor și aliajelor, mecanizarea și automatizarea proceselor tehnologice de forjare și matrițare, matrițarea de precizie, mărirea durabilității matrițelor, modernizarea utilajelor de matrițare la cald, organizarea științifică a producției în secțiile de forjă etc.

Conferința, la care au fost invitați și specialiști din alte țări, va avea loc în zilele de 15 — 17 octombrie a.c. în orașul Leningrad.

Sesiunea jubiliară a Consiliului ştiinţific al Institutului central de cercetări ştiinţifice al siderurgiei

Sesiunea a fost consacrată celei de-a 50-a aniversări a Marii Revoluţii Socialiste din Octombrie şi a avut loc între 9 şi 16 ianuarie 1968. Ea s-a desfăşurat în clădirea Institutului central de cercetări ştiinţifice al siderurgiei TNIICM din Moscova, în program fiind prevăzută posibilitatea de a se vizita diferite secţii ale acestui institut.

La sesiune s-au prezentat, de către cunoscuţi oameni de ştiinţă şi cercetători sovietici, douăsprezece comunicări ştiinţifice, asupra rezultatelor şi direcţiilor de cercetare din principalele domenii de activitate ale TNIICM, reprezentînd, în acelaşi timp, principalele direcţii ale cercetării siderurgice din lumea întreagă.

Comunicarea, expusă de directorul TNIICM, prof. dr. şt. teh. I. N. Golikov, s-a referit la rolul ştiinţei în dezvoltarea siderurgiei sovietice. S-a arătat cum au fost folosite în cercetarea metalurgică cuceririle diferitelor ramuri ale ştiinţei şi tehnicii.

Prof. dr. şt. teh. V. G. Veskoboinikov şi dr. şt. teh. M. A. Sapovalov au prezentat comunicarea „Posibilităţile atingerii unui consum minim de cocs la furnale". Analizînd, pe bază de formule matematice, consumul de cocs, autorii au arătat că fără adaos de metan, lucrînd cu o temperatură de 1 200°C şi un conţinut de 30% oxigen în aerul suflat, consumul de cocs va fi mai mare decît cel obţinut la unele furnale din U.R.S.S.

Pentru a micşora la minimum necesarul de căldură, se acţionează în sensul micşorării cantităţii de zgură, producerii unei fonte cu conţinuturi minime de mangan şi siliciu şi în sensul folosirii complete a energiei chimice a combustibilului.

Cand. şt. teh. I. M. Efimov a prezentat comunicarea „Aspecte teoretice ale intensificării procesului Martin".

Analizînd cinetica proceselor de afinare şi transferul de energie din cuptorul Martin, autorul ajunge la următoarele concluzii:

— folosirea oxigenului în flăcără şi pentru oxidarea directă a băii metalice, împreună cu încărcarea rapidă, asigură creşterea importantă a productivităţii cuptoarelor şi micşorarea de 2 — 2,5 ori a consumului specific de combustibil;

— mărirea, în continuare, a debitului de oxigen introdus direct în baia metalică permite să se reducă, în mare măsură, consumul de minereu şi fondanţi, precum şi necesarul de căldură pentru preîncălzirea încărcăturii metalice, dar micşorează scoaterea de oţel.

— o dată cu trecerea la cuptoarele cu două băi, devine posibilă simplificarea construcţiei cuptoarelor Martin prin renunţarea la regeneratoare. Cuptoarele cu două băi au dat rezultate bune atît la Magnitogorsk, cît şi la Cerepoveţ.

Prof. dr. şt. teh. S. G. Afanasiev a prezentat comunicarea „Caracteristicile metalurgice ale elaborării oţelului destinat turnării continue în convertizoare cu oxigen".

Pentru turnarea continuă este nevoie de un oţel cu conţinuturi mai mici de gaze şi incluziuni nemetalice, cu variaţii minime ale conţinuturilor de carbon şi mangan şi cu o temperatură mai mare cu 40 — 60°C decît la turnarea în lingotiere.

Cand. şt. teh. P. G. Muzalevski a prezentat comunicarea „Studiul deformării în volum în cursul laminării".

După prezentarea celor mai noi metode experimentale ca: filmarea rapidă, tensometria, folosirea contactelor electrice, a unor captori punctiformi şi a luminii polarizate, autorul analizează deformarea longitudinală, transversală şi pe înălţime a unor bare cu diferite raporturi între grosime şi lăţime.

Cand. şt. teh. D. P. Evteev, cand. şt. teh. V. S. Rutes şi conf. cand. şt. teh. N. M. Lapotişkin au prezentat comunicarea „Studiul procesului de solidificare a lingoului continuu şi influenţa lui asupra calităţii oţelului".

Pe baza datelor experimentale s-a determinat repartizarea fluxurilor termice şi a temperaturilor în interiorul cristalizorului şi în zona răcirii secundare, stabilindu-se că viteza de solidificare, în cazul lingoului continuu, este cu 20 — 30% mai mare decît în cazul lingourilor obişnuite.

Cand. şt. econ. N. F. Sklokin a prezentat comunicarea „Metodologia determinării eficienţei economice a măsurilor pentru îmbunătăţirea calităţii oţelului". Această metodologie, pusă la punct în 1965, permite să se determine „condiţiile limită" ale diferitelor măsuri ce pot fi luate pentru îmbunătăţirea calităţii oţelului, astfel încît economia naţională să aibă un cîştig de pe urma măsurilor adoptate, acoperind cheltuielile suplimentare ale siderurgiei.

Acad. G. V. Kurdiumov a prezentat comunicarea „Variaţii în repartiţia carbonului în oţelul călit".

Cercetările din ultimii ani au permis să se descopere aspecte noi ale structurii martensitice şi să se pună în evidenţă fenomene necunoscute care au loc sub influenţa temperaturii şi deformării plastice în martensită şi care duc la schimbări importante ale caracteristicilor fizico-mecanice ale oţelurilor călite.

Aceste fenomene se datorează interacţiunii dintre diferiţii atomi de carbon şi dintre aceştia şi defectele din structura cristalină a martensitei.

Prof. dr. şt. teh. R. I. Entin a prezentat comunicarea „Căile de mărire a rezistenţei şi tenacităţii oţelurilor de construcţii".

Pe baza studiilor asupra structurii martensitei, cineticii şi mecanismului transformărilor martensitice, proceselor de revenire şi defectelor reţelei cristaline s-au pus la punct noi metode de mărire a caracteristicilor fizico-mecanice ale oţelurilor de construcţii.

Prof. dr. şt. teh. A. F. Guliaev a prezentat comunicarea „Bazele teoriei alierii oţelurilor de construcţii", arătînd că uzina Elektrostali de lîngă Moscova produce peste 1 500 mărci de oţel, că în S.U.A. se produc circa 10 000 mărci şi că pot exista 200 mil. mărci de oţel cu compoziţii chimice raţionale.

Caracteristicile mecanice ale oţelurilor depind, în primul rînd, de doi factori principali: conţinutul de carbon şi temperatura de revenire. Variind aceşti doi factori, se pot obţine rezistenţe la rupere între 50 şi 250 kgf/mm². Celelalte caracteristici mecanice au valori foarte apropiate pentru mărci diferite de oţel, nivelul acestor valori depinzînd numai de rezistenţa lor la rupere.

Cand. şt. teh. B. V. Molotilov a prezentat comunicarea „Formarea texturii în oţelurile electrotehnice".

Cand. şt. teh. S. A. Golovanenko a prezentat comunicarea „Procesele de difuzie în producerea bimetalelor" în care a analizat difuzia nichelului în tabla din oţel obişnuit şi în cea din oţel inoxidabil, precum şi schimbările produse de această difuzie în structura celor două table în cazul producerii tablelor placate prin metoda laminării pachetelor.

În programul sesiunii s-a prevăzut, de asemenea, vizitarea uzinei experimentale TNIICM (Institutul central de cercetări metalurgice), a noului combinat siderurgic din Lipţk şi a uzinei de laminat oţel din Leningrad.

Uzina experimentală a TNIICM face parte din institut căruia îi este direct subordonată.

Principalul scop al uzinei este deservirea cercetării ştiinţifice, care-i ocupă un volum de circa 40% din activitate. Urmează contribuţia la punerea la punct a tehnologiei unor noi procese studiate anterior în institut, ceea ce reprezintă 30% din volumul activităţii. Pe locul trei vine producţia unor aliaje speciale, de precizie, care reprezintă circa 30% din activitate. Prin urmare, un total de 70% din volumul activităţii uzinei experimentale aduce foloase directe cercetării ştiinţifice. În acelaşi timp se remarcă faptul că şi mare parte din materialele rezultate în cursul lucrărilor pentru punerea la punct a noilor tehnologi se comercializează.

Se produc numai aliaje de precizie sau speciale care nu se produc în alte uzine ca, de exemplu, permaloy, covar, molibden, titan, pulberi speciale. Aliajele se livrează mai ales ca sîrmă, benzi, unele cu grosimea de 3μ, ţevi foarte subţiri etc.

Ca utilaje de topire uzina este dotată cu cuptoare cu inducţie în vid sau descoperite, cu capacitatea de la 10 la 250 kg; cuptor electric cu arc de 500 şi 1 000 kg, instalaţii de retopire în vid şi sub zgură, cu jet de electroni etc. Au trei ciocane: de 350, 500 şi 750 kg, numeroase laminoare şi instalaţii de trefilare şi tras ţevi. Dintre acestea se aminteşte laminorul cu 20 cilindri (există încă unul cu 36 cilindri în laborator) care poate lamina benzi cu grosimea de pînă la 5μ.

Tratamentele termice se realizează în vid, hidrogen, amestec de azot şi hidrogen în numeroase cuptoare.

Pentru metalurgia pulberilor se folosesc cuptoare electrice cu rezistenţă de molibden care asigură reducerea diferiţilor oxizi (de crom, de fier etc.) cu ajutorul hidrurii de calciu, pe care o produc prin menţinerea calciului metalic în cuptor în atmosferă de hidrogen.

La noua uzină metalurgică din Lipeţk se află şi o oţelărie electrică cu primele instalaţii de turnare continuă.

O primă idee interesantă constă în evacuarea oţelului din cuptoare electrice prin orificii mari, astfel ca să se amestece zgura cu oţelul, într-o oală fără dop. Din aceasta oţelul se trece în a doua oală obişnuită de turnare pentru a se amesteca din nou cu zgura. Ca urmare, conţinutul de sulf scade la jumătate (de la 0,012 la 0,006%), ceea ce duce la îmbunătăţirea calităţii oţelului. Oţelul se răceşte în timpul transvazării cu circa 40°C, trebuind să fie încălzit mai bine înainte de evacuarea din cuptor. În cea de-a doua oală se pun adaosurile necesare pentru corectarea conţinutului de siliciu, după primirea rezultatelor analizei chimice (care durează circa 5 min).

În oţelăria cu convertizoare de 100—130 t activitatea se desfăşoară normal. Două convertizoare elaborează oţel, iar al treilea se rezideşte. Durabilitatea căptuşelii depăşeşte 150 şarje (cărămida de dolomită montîndu-se în stare crudă în convertizoare). Raportul dintre înălţime şi diametru este de aproximativ 1, iar pe tona de oţel revine 1,06 m^3.

Se obţine oţel calmat şi necalmat care este turnat în întregime continuu.

La uzina de la Lipeţk se găsesc de asemenea două laboratoare permanente ale TNIICM, unul ocupîndu-se de turnarea continuă, iar al doilea, de oţelul electrotehnic.

La uzina Staleprokatnîizavod din Leningrad s-a vizitat secţia de arcuri pentru ceasuri şi noua secţie de aliaje de precizie. Ultima are trei sectoare de topire, de laminare-trefilare şi de tratamente termice şi decapare. Nu este încă în întregime construită.

Este preconizat ca secţia să preia, la o scară mai mare, aliajele de precizie pe care le produce TNIICM în prezent, pentru ca acesta — la rîndul său — să asimileze noi aliaje de complexitate sporită.

Secţia are ca agregate de topire un cuptor de inducţie în vid de 250 kg, un cuptor cu bombardament de electroni cu lingoul de 150 kg (150 kVA), o instalaţie de retopire sub zgură cu vid sau argon, cu contactul la electrod imediat deasupra zonei de topire, pentru ca electrodul să nu se încălzească şi să nu absoarbă gaze (oxigen, azot), o instalaţie de retopire în arc şi vid cu lingou pînă la 500 kg, un cuptor electric cu arc de 2 t, două cuptoare cu inducţie descoperite de 150 kg etc. În afară de acestea, există prese (de 40 şi 100 t), ciocane (de 1 000 şi 5 000 kg), laminoare la rece cu 20 cilindri.

Tratamentul termic se efectuează în cuptoare cu turn, iar decaparea, în instalaţii continue.

În paralel funcţionează instalaţii de trefilare pentru producerea sîrmelor cu diametrul minim de pînă la 15μ.

Prof. dr. ing. *I. TRIPŞA*

Consfătuire de tratamente termice

În zilele de 21 şi 22 februarie 1968 a avut loc prima consfătuire de tratamente termice a întreprinderii „Metalotehnica" din Tîrgu-Mureş, organizată cu sprijinul Direcţiei tehnice din Ministerul Industriei Uşoare şi cu participarea a numeroşi conferenţiari şi delegaţi ai unităţilor acestui minister şi a altor unităţi industriale, ale institutelor de cercetări departamentale şi ale institutelor politehnice din Iaşi, Braşov şi Cluj.

Programul a cuprins 15 comunicări, din domenii foarte variate ale tratamentelor termice, avînd drept temă atît experienţa înaintată a unor întreprinderi, cît şi studii teoretice de sinteză şi de documentare exprimînd străduinţele colectivelor de cercetare ale întreprinderilor, în frunte cu întreprinderea „Metalotehnica" din Tg-Mureş, care a reuşit să pună bazele unui serviciu de cercetări, cuprinzînd atît personal bine calificat, ingineri, fizicieni şi chimişti, cît şi o bază materială corespunzătoare, sub forma unui laborator de cercetări bine utilat.

Comunicările au fost urmărite cu deplin interes şi au dat loc la numeroase întrebări şi discuţii, din care a reieşit, printre altele, şi importanţa şi utilitatea deosebită a organizării unor astfel de întîlniri între specialiştii din domeniul tratamentelor termice.

Au fost prezentate următoarele comunicări: „Oţeluri aliate cu bor şi adaosuri mici de crom şi molibden pentru cementare" (dr. ing. N. Drăgan, ICEM — Bucureşti); „Aspecte ale tratamentului termic în atmosferă controlată" (Colectivul Fabricii de ace de tricotat — Bucureşti); „Rezultate noi în tratamentul termochimic de sulfizare" (ing. Z. Kolozsvary, Metalotehnica — Tg-Mureş); „Îmbunătăţirea calitativă a discurilor Jigger automat, prin modificarea procesului tehnologic de tratament termic" (ing. M. Tobias „Metalul roşu" — Cluj); „Particularităţi ale tratamentelor termice la piese mici şi subţiri" (Colectivul Fabricii de ace de tricotat — Bucureşti); „Tehnologii noi în tratamentele termice ale produselor tăioase cu secţiune mică" (ing. V. Panduru, INOX — Bucureşti); „Unele observaţii privind băile de nitrurare pe bază de uree" (ing. A. Fűlőp, „Metalotehnica" — Tg-Mureş); „Descrierea funcţională şi rezultatele obţinute cu instalaţia de degresat cu per- şi tricloretilenă, cu ultrasunete" (Colectivul Fabricii de ace de tricotat — Bucureşti); „Variaţia proprietăţilor magnetice ale oţelurilor în funcţie de temperatură" (fiz. E. Filep, „Metalotehnica" — Tg-Mureş); „Noi aliaje neferoase" (dr. ing. N. Drăgan, „Neferal" — Bucureşti); „Agregat pentru călirea patinelor şi a foarfecilor de croitorie cu ajutorul curenţilor de inducţie şi noua tehnologie de călire" (ing. H. Menscher, I.C.T.C.M. — Bucureşti); „Contribuţia microscopiei electronice la rezolvarea unor probleme de tratamente termice" (fiz. Gh .Filep, Institutul de medicină şi farmacie — Tg-Mureş) „Observaţii practice privind tratamentele izoterme la oţelul de scule" (ing. Gh. Marton, I.U.I.U. — Tg-Mureş); „Încercări de aplicare a cromizării" (Colectivul Fabricii de ace de tricotat — Bucureşti); „Folosirea atmosferelor controlate ca medii de tratamente termice" (ing. M. Vieru, „Metaloglobus" — Bucureşti).

Prof. ing. *C. Wanyorek*

Sesiunea științifică a cadrelor didactice din Institutul politehnic - Brașov

În zilele de 12 și 13 ianuarie 1968 la Institutul politehnic din Brașov s-a desfășurat sesiunea științifică a cadrelor didactice, organizată sub formă de conferințe științifice pe catedre sau grupe de catedre.

Cercetările de interes metalurgic au fost expuse în conferința comună a catedrelor „Mașini și utilaje pentru prelucrarea la cald a metalelor" și „Tehnologia metalelor", prezentîndu-se atît comunicări finale, de încheiere a lucrării respective, cît și informări parțiale asupra stadiului de dezvoltare a lucrărilor a căror executare se întinde pe un număr mai mare de ani. Au luat parte cadre didactice din institut și invitați din uzinele din Brașov și din regiune.

Problemele tratate s-au caracterizat în marea lor majoritate printr-un caracter aplicativ și metodica de lucru științifică, orientată, ca termen de referință, după nivelul mondial al realizărilor din domeniile respective. Discuțiile numeroase care s-au purtat într-un spirit critic constructiv au contribuit la clarificarea și adîncirea problemelor.

Au fost prezentate următoarele lucrări :

— „Turnarea pieselor din Fgn în forme crude" (I. Bratu, C. Bogdan, D. Ehrlich).

— „Cercetări privind înlocuirea tratamentului de cementare cu tratamentul de carbonitrurare" (P. Tudoran, I. Giacomelli).

— „Stadiul de realizare a austenitometrului necesar pentru ridicarea de diagrame termocinetice" (C. Wanyorek, P. Tudoran, V. Fiterău, I. Giacomelli, C. Samoilă).

— „Verificarea teoretică și practică a parametrilor ciocanelor autocompresoare, fabricate în R.S. România" (A. Maniu, G. Memet).

— „Contribuții la stabilirea influenței polarității și poziției electrodului la sudarea în CO_2 a oțelurilor carbon de calitate de îmbunătățire și la oțelurile carbon obișnuite" (Gh. Ionescu, L. Scorobețiu).

— „Despre influența temperaturii mediului asupra rezistenței îmbinărilor sudate în CO_2 și a metodelor de ameliorare a structurii obținute" (Gh. Ionescu, L. Scorobețiu).

— „Influența tratamentelor termice asupra mărimii grăunților și a comportării la ambutisare a tablelor de oțel" (C. Wanyorek).

— „Dop cu articulație sferică pentru oalele de turnare cu golire prin fund" (C. Wanyorek).

— „Ce este planificarea continuă ? (C. Wanyorek).

— „Analiza funcțională și constructivă a mașinii de formare MF11 construită de uzinele „Independența" — Sibiu" (V. Vulcu, E. Jakab, A. Constantinescu).

— „Considerații asupra încercărilor mecanice și a probei de șoc" (M. Tofan, D. Costescu).

— „Probleme specifice legate de proprietățile mecanice și tehnologice ale aliajelor de aluminiu românesc" (Gh. Ionescu. D. Costescu, L. Scorobețiu).

Prof. ing. *C. Wanyorek*

A III-a conferință internațională tehnico-științifică de la Ostrava - R. S. Cehoslovacă

Creșterea disponibilului de minereuri fine sau de concentrate de fier, în cantități din ce în ce mai mari și la prețuri convenabile, se observă tot mai mul în ultima vreme pe piața mondială. Pregătirea minereurilor fine sau a concentratelor de fier în vederea folosirii lor în furnal ridică probleme deosebite pentru rezolvarea cărora se fac numeroase cercetări și experiențe.

Preocupările de acest gen ale uzinelor siderurgice sau ale institutelor de cercetări din R.S. Cehoslovacă, cît și din alte țări, sînt reflectate cu prilejul conferinței tehnico-științifice de la Ostrava, cu tema „Prelucrarea concentratelor de fier". Conferința a avut loc la data de 24 — 26 octombrie 1967 ; au participat delegați din : U.R.S.S., Anglia, R. F. a Germaniei, Franța, Suedia, Belgia, R.P. Polonă, R.D. Germană, R.P. Ungară și R.S. România.

În cadrul conferinței s-au prezentat 25 de referate, printre care și cel expus de delegația română, cu tema „Cercetări privind obținerea peletelor prereduse".

Referatele prezentate au dezbătut problema prelucrării concentratelor de fier, în scopul folosirii lor la furnal, prin două metode : prin aglomerare, în instalațiile existente cu bandă, și prin peletizare.

Importanța folosirii concentratelor de fier în încărcătura furnalului a fost foarte clar expusă în referatul „Efectul tehnico-economic obținut prin îmbogățirea patului de fuziune al furnalului" (V. Rimmel și J. Ranny — uzina Vitkovice din Ostrava).

Autorii arată că în anul 1965 consumul specific de cocs, la uzina Vitkovice, a scăzut cu 25,1 % față de anul 1960.

Această scădere a consumului specific de cocs s-a realizat datorită mai multor factori dintre care creșterea conținutului de fier și a bazicității aglomeratului a intervenit în proporție de 57 %. Autorii recomandă prelucrarea concentratelor prin aglomerare, import de pelete sau combinarea acestor două metode uzinelor care folosesc minereuri din import pentru creșterea conținutului de fier în încărcătură.

Introducerea concentratelor de fier în amestecul de aglomerare micșorează permeabilitatea materialelor pe bandă, scăzînd productivitatea instalațiilor de aglomerare. În vederea înlăturării acestei deficiențe, referatele prezentate au relevat importanța folosirii în amestecul de aglomerare a concentratelor de fier micropeletizate sau chiar a micropeletizării întregului amestec de aglomerare.

Se menționează astfel referatele cu tema : „Micropeletizarea încărcăturii pentru aglomerare" (J. Moijzișek — R.S. Cehoslovacă) și „Contribuții la teoria peletizării amestecurilor de minereu de fier pentru aglomerare" (Z. Demcik și J. Hancl — R.S. Cehoslovacă).

Pentru îmbunătățirea micropeletizării minereurilor fine sau a concentratelor de fier s-au făcut numeroase experiențe, utilizîndu-se în acest scop diferite adaosuri.

Folosirea varului ars în amestecul de aglomerare a dus la creșterea proporției de minereu fin, prin sporirea capacității de peletizare a amestecului de aglomerare, fapt scos în evidență în comunicările :

— „Creșterea producției instalațiilor de aglomerare prin prepararea completă a încărcăturii" (J. Novac, Z. Ruzikova și H. Lvova — R.S. Cehoslovacă) ;

— „Experiențele cu var la intensificarea aglomerării în instalațiile V.S.Z. Kosice" (J. Ponevac — R.S. Cehoslovacă) ;

— „Rezultatele obținute în uzinele metalurgice Bierut și Lenin, cu pat de fuziune din aglomerat rezultat din amestec cu conținut ridicat de concentrate sovietice" (L. Palka și H. Kosak — R.P. Polonă).

Tot pe linia cercetărilor în vederea creșterii conținutului de concentrat în amestecul de aglomerare, rezultate interesante au fost comunicate din partea Combinatului metalurgic O.S.T. (R.D. Germană). Prin adaos de zgură Martin în șarja pentru aglomerare s-a reușit să se mărească proporția de concentrat de la 4 la 39,7 %. Folosirea unui astfel de aglomerat în încărcătura furnalului a dus la o creștere zilnică a producției de fontă în medie cu 7 %.

De asemenea, interesantă a fost comunicarea făcută de delegația franceză de la IRSID (M. Boucraut, R. Rochas și Cl. Barry), în care consumul de combustibil și producția unei instalații de aglomerare sînt analizate pe baza a doi factori : înălțimea stratului de amestec pe bandă și cantitatea de retur din amestec.

În funcție de acești doi factori, din experiențele de laborator și industriale au fost trasate curbe optimale pentru consumul specific de cocs și pentru productivitate.

În ultima parte a conferinței comunicările expuse s-au referit la cea mai

recentă metodă de prelucrare a concentratelor de fier în vederea folosirii lor în furnal, la peletizare. După aprecierile făcute de unii participanți, acest procedeu de aglomerare a concentratelor de fier se găsește în plină dezvoltare, producția de pelete la sfîrșitul anului 1967 estimîndu-se la 70 mil.t. Datorită avantajelor care se obțin în urma utilizării în furnal a minereurilor de fier peletizate, s-a apreciat că producția de pelete, în anul 1975, va atinge 190 mil. t.

Rezultatele cercetărilor de laborator și industriale în problema obținerii peletelor din concentrate de fier, precum și stadiul actual al tehnicii peletizării în unele uzine sau institute din Europa, au fost prezentate în referatele:

— „Experiențe industriale și dezvoltarea de pelete la L.K.A.B. (J.L. Stalhed și L. Gräuse — Suedia);

— „Lucrările Institutului Mehanobrcermet referitoare la peletizarea minereurilor de fier și mangan" (J. Rovenski — U.R.S.S.).

— „Prelucrarea concentratelor de fier prin peletizare și aplicarea lor la concentratele bulgare" (M. Boucraut, R. Rochas, F. Chapotot și S. Gavini — IRSID, Franța);

— „Prelucrarea concentratelor de fier la instalațiile de aglomerare de la Colvilles" (V. Giedroyc — Anglia).

În cadrul tehnicii de peletizare a minereurilor de fier au apărut metode avansate, dintre care cele mai frecvente se referă la producerea peletelor autofondante, acestea urmînd a face concurență aglomeratului autofondant. Pe această linie s-a înscris referatul „Probleme tehnice și economice la producerea peletelor bazice" (F. Cappel și G. Struve — R.F. a Germaniei).

Din comunicare rezultă că, pentru un concentrat hematitic care conține 5% SiO_2 la care se adaugă cantitățile corespunzătoare de calcar, prețul de cost al peletelor bazice este mai mare cu 10% decît prețul de cost al peletelor acide. Pentru micșorarea acestei diferențe, autorii propun amestecarea concentratelor de fier cu minereuri bazice, ușor măcinabile, chiar dacă acestea din urmă sînt sărace în fier. Se obține astfel o economie la operația de măcinare și la consumul de var.

Tot în legătură cu cercetările privind producerea peletelor autofondante se evidențiază și referatul: „Pelete bazice pentru furnale din minereuri de fier și proprietățile lor" (A. N. Pochvisnev, A.N. Spektor și J. S. Iusfin — U.R.S.S.). Din referat rezultă că cercetările s-au axat pe obținerea peletelor bazice formate în interior dintr-un miez cu o grosime de 6 — 8 mm și o bazicitate de 3,5 — 6,0, iar stratul exterior pînă la grosimea de 12 — 16 mm cu bazicitatea de 0,5. După ardere, peletele au avut bazicitatea de 1,3 — 1,35 și rezistența la compresiune 150 — 300.

La conferință au fost amintite și cîteva aspecte ale tehnicii de obținere și folosire în furnal a peletelor prereduse.

Se menționează în acest sens referatul „Evaluarea eficienței utilizării în furnal a peletelor parțial metalizate" (A.N. Pochvisnev, A. N. Spektor ș.a. — U.R.S.S.).

În lucrare s-au prezentat calculele făcute în scopul utilizării în furnal a peletelor autofondante cu grade diferite de reducere, folosind un cocs de Donеț la o temperatură a aerului de 1 200°C.

Calculele teoretice arată că utilizarea în furnal a peletelor metalizate permite să se reducă consumul specific de cocs pînă la 240 — 300 kg/t.

Din referatele prezentate la conferință, precum și din discuții, s-au putut trage concluzii importante în ceea ce privește tendințele actuale ale tehnicii moderne de prelucrare a concentratelor de fier. Conferința a prilejuit un valoros schimb de experiență între specialiștii din acest domeniu, dintr-o serie de țări europene cu industrie siderurgică dezvoltată.

Ing. *Ov. Hătărăscu*

Primul simpozion internațional de metalurgie fizică și tratamente termice de la Varșovia

Între 24 și 28 octombrie 1967 a avut loc la Varșovia primul simpozion de metalurgie fizică și tratamente termice. Organizat sub auspiciile institutelor cu profil tehnologic de construcții de mașini din țările socialiste (excepție făcînd doar R.S. România — reprezentată de ICEM), acest simpozion face parte dintr-o serie de acțiuni care se vor desfășura în mod regulat, din doi în doi ani, în fiecare țară organizatoare.

Primul simpozion a fost organizat de către Instytut Mechaniki Precyzyjnej din Varșovia; lucrările s-au desfășurat în Palatul culturii și științei din același oraș, în condiții organizatorice ireproșabile.

Au participat aproximativ 100 de delegați străini din Anglia, Bulgaria, Cehoslovacia, Lichtenstein, R.D. Germană, R.F. a Germaniei, România, S.U.A, Suedia și R.P. Ungară, alături de circa 200 de delegați din țara gazdă.

În cadrul lucrărilor au fost prezentate 36 de comunicări în patru grupe de specialitate și anume: A — tratamentul termic al oțelului; B — tratamente termochimice; C — tratamente superficiale prin inducție și flacără; D — utilajul, producerea atmosferelor controlate și controlul în practica tratamentelor termice.

Din grupa A, dintr-un număr de zece comunicări au prezentat un interes deosebit următoarele: Randamentul și tratamentul termic al oțelurilor rapide X 82 WMo 6.5. și X 85 WMo 6.5.5. (A. Missikewitsch — R.D.G.); Proprietățile și tratamentul termic al oțelurilor rapide de mare randament (J. Prucha — R.S.C.S); Influența regimurilor de tratament termic asupra modificărilor structurale la revenirea oțelului rapid SW 7 Mo (F. Staub și A. Maciejny — R.P. Polonă); Tratamentul termomecanic, la temperatură joasă, al oțelurilor rapide (N. Drăgan și colab. ICEM — R.S. România); Cercetarea capacității de răcire a mediilor de călire (V. Micev și R. Banov — R.P. Bulgară); Noi considerații și rezultate ale cercetărilor în domeniul susceptibilității la tratamentul termic (O. Schaaber — R. F. a Germaniei).

Din grupa B, dintr-un număr de 15 comunicări, s-au remarcat următoarele: Noi puncte de vedere cu privire la călibilitatea oțelurilor cementate (R. Chatterjee — R.F. a Germaniei); Observații asupra controlului și alegerii tratamentului termic superficial al aliajelor feroase (E. Mitchell și C. Dawes — Anglia); Mărirea rezistenței la gripaj, uzură, coroziune și oboseală a aliajelor feroase, prin sulfonitrurare în băi de săruri pe bază de sulf și cianură (J. C. Gregory — Anglia); Unele considerații privind deformațiile la tratamentul termic al oțelurilor de cementare pentru roți dințate de mașini — unelte (S. Baicu — R. S. România); Tratamente termochimice în noi amestecuri de săruri preparate pe bază de carbamidă (Gh. Suceveanu — R. S. România); Cromizarea în pulberi, cu aplicații la scule și piese de mașini supuse la uzură prin frecare (J. Tacikowski și W. Olszanski — R. P. Polonă); Rezultatele aplicării metodelor de cromare prin difuzie în R. P. Ungară (S. Cseh — R. P. Ungară).

Din grupa C, din cinci comunicări se menționează: Călirea spațiului dintre dinți la roțile dințate (V. Bojnican — R.S.C.S); Contracțiile reziduale formate după călirea prin inducție (J. Vitev-R.P. Bulgară); Influența diverselor metode de tratament termic superficial asupra proprietăților de exploatare ale roților dințate (E. Baumgartl — R.D.G.); Influența parametrilor tehnologici la călirea superficială prin inducție cu frecvență medie a pieselor forjate mari, asupra răspîndirii durității în stratul superficial (I. Zlatnik — R.S.C.S.).

Din grupa D, din cele șase comunicări sînt de reținut următoarele: Producerea atmosferelor de protecție controlate din gaz de oraș cu sulf (D. Fabian și colab. — R.D.G.); Tehnica actuală și instalație de cementare și carbonitrurare (F. W. Haywood — Anglia); Folosirea, la tratamentul termic și termochimic al oțelului, a atmosferelor de protecție exoterme purificate într-o instalație cu site moleculare (G. Rosenthal — R.S. România); Instalații moderne de înaltă productivitate pentru încălzire prin inducție (F. L.Gladwin — Anglia).

Dintre problemele de organizare trebuie menționat că toate referatele

au fost tipărite şi distribuite tuturor participanţilor. În timpul expunerii comunicărilor, fiecare participant avea posibilitatea de a asculta la cască traducerea în una din limbile: engleză, franceză, germană, rusă şi poloneză. În ultima zi a simpozionului a fost vizitat institutul organizator. S-a prezentat o interesantă expoziţie cu principalele realizări din ultimii ani, în domeniile metalurgiei fizice, tratamentelor termice şi termochimice şi în alte domenii adiacente. Vizitarea laboratoarelor şi a atelierelor institutului a scos în evidenţă dotarea superioară cu aparatură şi utilaje a acestuia (cu deosebire în domeniul metalografiei, încercărilor mecanice, oboseală, uzură, a analizelor chimice rapide etc.).

În final, trebuie relevat aportul real adus prin comunicările membrilor delegaţiei din R. S. România. Delegaţii W. Haywood, W. Chesters (Anglia) şi I. Zlatnik (R.S.C.S.) au manifestat interes pentru comunicarea privind deformaţiile la tratamentul termic al oţelurilor de cementare pentru roţi dinţate, în timp ce delegaţii J. Gregory (Anglia), J. Vitev (R.P. Bulgară), R. Pawlovicz şi W. Zozulinski (R.P. Polonă) şi-au manifestat dorinţa de a obţine date suplimentare (inclusiv tehnologia şi instrucţiunile de aplicare) pentru tratamentele termochimice în băi de săruri pe bază de carbamidă.

Dr. ing. *Gh. Suceveanu*

RECENZII

L. von Bogdandy şi *H. J. Engell.* **Die reduktion der Eisenerze. Wissenschaftliche Grundlagen und technische Durchführung** (Reducerea oxizilor de fier. Bazele ştiinţifice şi realizarea tehnică). *Berlin (Heidelberg), New York, Editura Springer, 1967, 539 pag.*

Reducerea oxizilor de fier reprezintă etapa cea mai importantă din procesul de obţinere a fontei sau a oţelului. Fiind cunoscută din cele mai vechi timpuri, literatura tehnică conţine foarte multe lucrări care se referă la acest domeniu. Ca urmare a celor două tendinţe existente în tehnica reducerii oxizilor de fier din minereuri, majoritatea publicaţiilor analizează fie procesele de reducere din furnal, fie procesele de reducere din afara furnalului (procedeele de reducere directă).

Prima încercare de a aborda în ansamblu aspectele teoretice şi practice ale proceselor de reducere atît în furnal, cît şi în afara furnalului o constituie lucrarea prof. R. Durrer, intitulată „Reducerea minereurilor de fier", Editura Stahleisen, Düsseldorf, 1954.

Lucrarea profesorului L. von. Bogdandy din Oberhausen tratează, la un nivel superior, problemele principale ale reducerii oxizilor de fier din minereu. Făcînd o sinteză a realizărilor obţinute în tehnica reducerii oxizilor de fier, valoarea acestei lucrări este cu atît mai mare, cu cît partea teoretică analizează pe larg termodinamica şi cinetica procesului de reducere în lumina ultimelor cercetări teoretice şi practice.

Conţinutul cărţii este dezvoltat în cadrul a cinci capitole.

Primul capitol se referă la echilibrul şi la bazele cinetice ale reducerii. Aici sînt expuse, alături de diagramele de echilibru în sistemele Fe-O, Fe-O-H_2O, Fe-O-C, FeO-CaO-SiO_2, fenomenele de difuzie gazoasă, adsorbţie etc. care au loc în timpul reducerii oxizilor de fier.

Capitolul al doilea cuprinde rezultatele cercetărilor experimentale privind cinetica reducerii oxizilor de fier. Sînt arătate metodele şi instalaţiile de cercetare pentru aprecierea desfăşurării reacţiilor de reducere. O atenţie deosebită se acordă transferului de materie şi căldură prin stratul limită de reacţie, difuziei gazelor şi a corpurilor solide în stratele produselor finale de reacţie, precum şi formării nucleelor de fier. Tot la acest capitol se arată cinetica de reducere a oxizilor de fier, a combinaţiilor de oxizi şi a aglomeratului şi de gazeificare a carbonului şi cocsului.

În capitolul al treilea se analizează transferul de gaz şi căldură în materialele sub formă de granule în pat fix şi în strat fluidizat.

În capitolul al patrulea se expun posibilităţile de realizare tehnică a reducerii minereurilor de fier în afara furnalului. Clasificate în funcţie de tipul cuptorului de reducere, sînt descrise principiile care stau la baza celor mai importante procedee de reducere directă în: strat fluidizat, retortă, cuptor rotativ, cuptor cu cuvă, cuptor electric.

Metoda de elaborare a fontei în furnal este tratată în ultimul capitol. Considerăm ca foarte interesante subcapitolele care se referă la utilizarea în furnal a combustibililor de înlocuire şi la metodele pentru calcularea parametrilor de funcţionare a furnalului în cazul utilizării acestor combustibili, de asemenea, interpretarea matematică şi limitele metodei de elaborare a fontei în furnal.

La începutul lucrării sînt date, sub formă de anexe, un index de prescurtări şi tabele care conţin cele mai importante constante termodinamice ale unor compuşi chimici (CH_4, CO, CO_2, $CaCO_3$ FeO, Fe_2O_3, Fe_3O_4 etc.), folosiţi în mod frecvent în procesele de reducere a oxizilor de fier.

Textul lucrării este însoţit de numeroase tabele (51), scheme, diagrame, microfotografii (381 figuri), care contribuie la lămurirea şi completarea expunerii.

Lucrarea are la sfîrşit o bogată bibliografie care conţine 759 indicaţii bibliografice, repartizate pe fiecare capitol.

Autorii au meritul de a fi reuşit să sistematizeze materialul furnizat de literatura de specialitate şi de a fi întocmit o lucrare deosebit de utilă, la un înalt nivel ştiinţific, care poate fi de un real folos cercetătorilor, proiectanţilor, cadrelor didactice din învăţămîntul superior, precum şi studenţilor care se ocupă de reducerea minereurilor de fier. Trebuie să scoatem în evidenţă faptul că autorii nu au insistat prea mult asupra unor date cu caracter de exploatare; în fiecare caz au scos în evidenţă esenţa fenomenelor care intervin în procesul de reducere a oxizilor de fier, dîndu-le o profundă interpretare ştiinţifică.

Apreciem, în mod deosebit, cercetările originale făcute de L. von Bogdandy cunoscut om de ştiinţă pe plan mondial şi autorul procedeului Purofer pentru reducerea directă a minereurilor de fier.

Pentru valoarea pe care o reprezintă considerăm că ar fi necesar să se studieze posibilitatea traducerii ei în limba română, asigurîndu-se astfel accesul tuturor inginerilor din ţara noastră care se ocupă de reducerea minereurilor de fier.

Ing. *Ov. Hălărăscu*

Ia. I. Gherciuk. **Planificarea operativă a producţiei în secţiile de turnătorie.** *Moscova, Maşinostroenie, 1967, 220 pag., 38 fig.*

Lucrarea se înscrie pe linia actuală existentă în activitatea editorială din multe ţări care abordează latura economică a proceselor tehnologice, organizarea ştiinţifică a producţiei şi a muncii. Referindu-se la un sector de bază din construcţia de maşini, turnarea pieselor, lucrarea lui Ia. I. Gherciuk cuprinde numai noţiunile privind planificarea producţiei în turnătorii.

De la început trebuie să consemnăm că lucrarea lui Ia. I. Gherciuk nu se

situează la un nivel ştiinţific ridicat, problemele tratate nu au la bază tendinţele actuale în organizarea producţiei, în stringerea şi sistematizarea informaţiilor. Mai de grabă lucrarea reprezintă o corespondenţă, în 1967, a bogatei activităţi în acest domeniu în limba rusă. Evidenţa este studiată cu metodele deja cunoscute : programarea şi statistica matematică. Era firesc să se aibă în vedere toate acestea deoarece de modul cum se planifică depind, în mare măsură, rezultatele economice ale secţiei, posibilităţile rapide şi imediate de stringere a informaţiei, în scopul realizării producţiei, precum şi prelucrarea rezultatelor finale.

Lucrarea cuprinde următoarele capitole : „Rolul şi locul planificării operative în conducerea economiei socialiste" (I); „Particularităţile tehnice şi organizatorice ale producţiei de piese turnate; importanţa lor pentru planificare" (II); „Documentaţia tehnică pentru planificarea producţiei de piese turnate" (III); „Normativele plan calendaristice ale dezvoltării producţiei de piese turnate" (IV); „Programul de producţie şi pregătirea îndeplinirii lui" (V); „Planificarea calendaristică şi a muncii în secţiile de turnare" (VI); „Calculul operativ şi de control al producţiei" (VII) şi „Reglarea operativă a producţiei" (VIII).

În lucrare sînt amplu dezvoltate probleme ca : stadiul actual şi perspectivele de dezvoltare a producţiei de piese turnate; forma de organizare a secţiilor de turnare; particularităţile planificării operative a producţiei în turnătorie.

În continuare, în capitolul al II-lea se abordează probleme ca : importanţa disciplinei tehnologice şi documentaţia tehnică pentru producţie; documentaţia tehnică pentru planificarea muncii la formare; documentaţia tehnică şi calculele pentru planificarea activităţii la utilajele de bază.

Capitolul al IV-lea cuprinde : importanţa normativelor calendaristice de plan pentru producţie ; normativele pentru clasificarea pieselor turnate ; normativele pentru durata execuţiei pieselor mari.

În capitolul „Programul de producţie şi pregătirea îndeplinirii lui ' se tratează : conţinutul programului de producţie; pregătirea operativă pentru îndeplinirea programului de producţie; sistemele de evidenţă a aprovizionării, a asigurării cu stoc tampon.

Ultimele capitole tratează temele : organizarea planificării calendaristice; metode de planificare ; importanţa calculului operativ al producţiei şi al organizării lui; sistemul de calcul operativ; sistemul operativ în cazul lucrului pe comenzi (producţie de serie mică); evidenţa sintetică în funcţie de volum; rolul şi importanţa dirijării operative a producţiei; dispeceratul în turnătorii etc.

Se evidenţiază modul complet şi interesant în care sînt tratate mai ales problemele de documentaţie tehnologică şi de evidenţă.

Ing. *C. Rădulescu*

I. Přibýl. **Teoria Liteinih Proţessov.** (Teoria proceselor de turnare). *Moscova, Izdatelstvo MIR, 1967, 325 pag., 194 fig., 5 tabele.*

Publicarea, în limba rusă, a lucrării „Teoria proceselor de turnare" reprezintă de fapt o ediţie îmbunătăţită a lucrării „Teoreticke zaklady slévárenstvi" a prof. dr. ing. Iosef Přibýl, apărută în 1961 în S. V. S. B. din Ostrava. Lucrarea are la bază un vast şi aprofundat studiu al literaturii şi mai ales experienţa proprie a peste 30 de ani de activitate în uzină, în institutele de cercetări şi ca profesor la catedra de turnătorie a „Şcolii superioare de mine" din Ostrava.

Autorul porneşte (Cap. I şi II) de la analiza proprietăţilor fizice şi de turnare ale metalelor (temperatură de topire şi turnare, fluiditate, tensiune superficială), trece apoi la analiza fenomenelor termice care au loc în timpul umplerii formei cu metal şi a solidificării lui în formă. În continuarea tratării acestor fenomene, care de multe ori sînt cauza unor defecte în piesele turnate, autorul explică cauzele, condiţiile critice, propice apariţiei lor şi modul de combatere şi de evitare a lor.

În capitolele III şi IV ale lucrării sînt studiaţi factorii care duc la schimbări în structura metalelor şi aliajelor la topire şi turnare. De o atenţie deosebită se bucură, în cadrul acestui capitol, problema contracţiei metalului la răcire şi solidificare şi efectul direct al acestui fenomen : apariţia şi poziţia retasurilor în piesele turnate, precum şi posibilităţile de combatere a lor.

Lucrarea se încheie cu un capitol care tratează aplicabilitatea problemelor teoretice în practică, dînd cîteva exemple de rezolvare a unor operaţii din cadrul procesului de formare — turnare.

Aşa cum rezultă din prezentarea sumară a cărţii atît în conţinutul, cît şi în succesiunea capitolelor fundamentarea teoretică a problemelor se îmbină cu exemplificarea căilor de influenţare practică a diverşilor factori care pot contribui la obţinerea unor piese turnate de calitate.

De o deosebită importanţă în cadrul lucrării sînt contribuţiile personale ale autorului care duc la fundamentarea şi elucidarea unor laturi din domeniul teoriei şi practicii turnării. Astfel, în problema apariţiei incluziunilor de gaze în piesele turnate autorul a elaborat o teorie originală, teorie expusă pe larg în multe din lucrările sale.

Contribuţia originală a autorului se remarcă şi în capitolul III, în legătură cu contracţia aliajelor, unde, pentru înţelegerea fenomenului, se analizează acest proces în cele trei etape, şi anume : lichidă, în intervalul de solidificare şi în stare solidă. Pornind de la o concepţie clasică, se ajunge în final să se poată stabili volumul contracţiei ţinînd seamă de interdependenţa tuturor factorilor care acţionează în timpul solidificării şi răcirii pieselor.

De asemenea, se face clasificarea nodurilor termice şi analiza influenţei lor asupra calităţii piesei, precum şi posibilităţile de alimentare a acestora cu metal şi de evitare a apariţiei retasurii.

„Teoria proceselor de turnare" reprezintă o lucrare de o deosebită valoare ştiinţifică şi practică ; ea aduce o contribuţie la îmbogăţirea literaturii tehnice în domeniul turnării metalelor.

Lucrarea se adresează atît cadrelor din institutele de cercetare şi din industrie, cît şi cadrelor didactice şi studenţilor care lucrează sau se pregătesc pentru acest domeniu al tehnicii.

Conf. dr. ing. *L. Sofroni*

Conf. dr. ing. *V. Vulcu*

R. Chudzikiewicz. **Mechanizacje odlewni** (Mecanizarea turnătoriilor). *Varşovia, Naukowo-Techniczne, 1967, 614 pag., 551 fig., 24 tabele, 316 referinţe bibliografice, 1 index.*

Procesele tehnologice de obţinere a pieselor turnate sînt numeroase, variate şi cuprind multe operaţii. Aceste operaţii se realizează cu ajutorul unui număr mare de maşini şi utilaje specifice.

Creşterea continuă a producţiei de piese turnate se bazează pe modernizarea proceselor tehnologice, pe mecanizarea şi automatizarea operaţiilor şi, în special, pe dotarea corespunzătoare a turnătoriilor cu utilaj modern, care să asigure executarea, în bune condiţii, a unui număr cît mai mare de piese turnate.

În concordanţă cu varietatea mare a proceselor tehnologice şi a utilajului folosit în turnătorii, în lucrarea elaborată de ing. Chudzikiewicz R. sînt analizate maşinile şi utilajele destinate turnătoriilor cu un înalt grad de mecanizare a lucrărilor de bază şi auxiliare.

Luînd ca bază fluxul tehnologic obişnuit de fabricaţie în secţiile de turnare a metalelor, autorul îşi sistematizează lucrarea în 10 capitole principale, tratînd succesiv problemele de mecanizare privind depozitele de materiale de şarjare şi formare (cap. I), dozarea şi transportul încărcăturii la agregatele de topire din turnătorie (cap. II), prepararea amestecurilor de formare şi miezuire (cap. III), executarea formelor (cap. IV) şi a miezurilor (cap. V), secţiile de turnare prin procedee speciale (cap. VI), utilajul pentru transportul metalului lichid în turnătorie şi turnarea în forme (cap. VII), dezbaterea (cap. VIII), curăţarea pieselor (cap. IX), organizarea reparaţiilor de întreţinere a utilajelor în secţiile de turnătorie (cap. X).

La descrierea mijloacelor de mecanizare nu sînt date schemele cele mai simple, ci schemele cinematice ale maşinilor în funcţiune, ceea ce permite celor ce se ocupă cu astfel de probleme să aibă o imagine completă a funcţionării diferitelor mecanisme în schema generală a maşinii. Sînt date exemple practice de

realizare a mecanizării diferitelor operații cu indicarea construcției, a caracteristicilor tehnice și a eficienței economice a utilajelor folosite în acest scop. Sînt indicate, de asemenea, direcțiile introducerii și dezvoltării automatizării în turnătorii.

Expunerea este însoțită de numeroase date, formule, diagrame, figuri, scheme electrice, hidraulice, hidropneumatice. Toate capitolele se termină cu o bibliografie bogată.

Un spațiu larg a fost acordat mecanizării procesului de confecționare a formelor, care este procesul dominant în fluxul tehnologic general de obținere a pieselor turnate.

În procesul de elaborare a lucrării autorul a ținut seama de cele mai recente date din literatură; în acest sens un interes cu totul deosebit îl prezintă capitolele V și VI în care sînt analizate utilajele și instalațiile folosite în aplicarea unor procedee moderne de turnare și confecționare a miezurilor și formelor, ca miezuri și forme întărite cu bioxid de carbon, miezuri executate la mașini de împușcat și în cutii calde, executarea formelor-coajă, turnarea de precizie cu modele ușor fuzibile, turnarea în cochilă, turnarea sub presiune, turnarea centrifugală etc.

Meritul lucrării constă în faptul că a reușit să prezinte, în mod sistematic și unitar, toate aceste probleme care erau dispersate în literatura de specialitate; poate fi considerată ca cea mai completă dintre lucrările apărute anterior în acest domeniu.

Prin conținutul său și modul de tratare a problemelor lucrarea reprezintă un manual prețios, un îndrumar pentru tehnicienii și inginerii ce se ocupă de proiectarea utilajelor pentru secțiile de turnare a metalelor. De asemenea, este foarte utilă studenților de la Facultatea de metalurgie.

Ing. *E. Spleiss*

C.I.R.P. Wörterbuch der Fertigungstechnik Band 1R : Schmieden — Freiformschmieden und Gesenkschmieden. Deutsch-Spanisch - Italienisch - Portugiesisch (Dicționar C.I.R.P. privind tehnica fabricației, vol. 1R : forjare, forjarea liberă și matrițarea. German - spaniol - italian - portughez). *Essen* (R.F.G.), Verlag, W. Girardet, 1967.

În relațiile reciproce dintre specialiștii din diferite țări, existența unor traduceri corecte, precum și cunoașterea exactă a noțiunilor din limbile străine prezintă o deosebită importanță. Plecînd de la această necesitate evidentă și acută, mai ales în conjunctura actuală, C. I. R. P. (College International Research Production) și-a propus a elabora o serie de dicționare internaționale, pentru diferite specialități, bucurîndu-se în acest scop și de sprijinul financiar al UNESCO. Printre ultimele dicționare editate se numără și cel recenzat, care de fapt constituie numai completarea dicționarului apărut cu același titlu și în aceeași editură, în 1962, pentru limbile germană, engleză și franceză.

Dicționarul, avînd 114 pagini, conține circa 400 de noțiuni, a căror definiție este dată în cele patru limbi și completată acolo unde s-a găsit necesar, cu circa 100 schițe. Deoarece, în unele țări, pentru aceeași noțiune există mai mulți termeni, în dicționar a fost ales termenul cel mai uzual și mai corect, menționîndu-se însă și ceilalți termeni sinonimi; termenii care din motive lingvistice sînt de specialitate trebuie evitați sînt puși în paranteze drepte. Deosebit de important apare textul definițiilor, deoarece deseori diferă de la o limbă la alta chiar conținutul tehnic al noțiunii respective. Pentru acest motiv, în dicționar, pentru fiecare limbă, se dă definiția proprie acesteia, definițiile aceleiași noțiuni în cele patru limbi nereprezentînd o traducere exactă, cuvînt cu cuvînt, a noțiunii din limba germană. În cazul cînd definițiile sînt extrase total sau parțial din standardele în vigoare în țara respectivă, se face în dicționar și o trimitere la standardul respectiv.

Dicționarul recenzat este împărțit în următoarele 8 capitole : 1 — semifabricate, piese forjate ; 2 — noțiuni de bază ; 3 — procedee ; 4 — încălzire și instalații de încălzire ; 5 — scule ; 6 — mașini și accesorii ; 7 — defecte de material și de forjare și 8 — diverse și completări.

La sfîrșitul dicționarului este dat un indicator alfabetic al noțiunilor din cuprinsul acestuia, pentru fiecare limbă în parte, ceea ce ușurează mult utilizarea dicționarului, plecînd de la oricare din cele patru limbi.

De menționat că atît primul dicționar, din 1962, cît și al doilea, din 1967, s-au bucurat de o apreciere unanimă în cercurile de specialitate din străinătate, constituind o contribuție valoroasă la unificarea terminologiei de specialitate din țările respective. În condițiile actuale din țara noastră, de continuă dezvoltare a industriei de forjare și matrițare, se impune, în mod imperios, o acțiune pentru determinarea și unificarea termenilor din această specialitate ; pentru acest scop dicționarele menționate constituie un material documentar deosebit de util.

Ing. *M. Codreanu*

I.A. Norițîn și *V.I. Vlasov.* **Automatizarea și mecanizarea proceselor tehnologice de forjare și presare.** *Moscova, Mașinostroenie, 1967, 388 pag., 220 fig.*

Lucrarea recenzată își propune să analizeze problemele care se deschid la automatizarea și mecanizarea proceselor tehnologice de forjare și presare.

Lucrarea se poate împărți în două părți. În prima parte, care cuprinde capitolele I și II, se prezintă direcțiile de bază și principiile de automatizare a producției de piese, prin presare și forjare. Astfel, în capitolul I se dau bazele tehnico-economice ale automatizării la executarea pieselor prin presare și forjare, iar în capitolul II, problemele generale de calcul și construcție a mijloacelor de automatizare și mecanizare.

În partea a II-a, care cuprinde cinci capitole (III, IV, V, VI și VII), se tratează problemele de proiectare, se dau schemele și subansamblurile mijloacelor de mecanizare și automatizare, la forjare și presare. Tot în această parte se prezintă clasificarea și descrierea subansamblurilor și construcțiilor tipice de dispozitive (de orientare, debitare, evacuare etc.), folosite la automatizarea proceselor tehnologice de presare și forjare, însoțite de unele relații de calcul. Se mai expun unele probleme ale comenzii de la distanță și după program.

În capitolele III și IV se expun mecanizarea și automatizarea proceselor de presare la rece a materialelor continue, a tablelor și a semifabricatelor. Se expun unele instalații de debitare, alimentare, orientare și îndepărtare a bavurilor.

În capitolul V se expun mecanizarea și automatizarea proceselor de presare și forjare la cald. Inițial, se analizează unele particularități și automatizarea încălzirii semifabricatelor.

În continuare, se prezintă mijloacele de mecanizare și automatizare utilizate la forjarea în matriță și la forjarea liberă. Se mai prezintă mecanizarea și automatizarea tăierii marginilor și a bavurilor rămase după forjare și unele probleme legate de comanda program.

În capitolul VI se analizează mecanizarea unor operații ajutătoare ca, de exemplu, transportul în interiorul secției.

Ultimul capitol (VII) prezintă linii de automatizare a producției de piese realizate prin forjare și presare. Se expun : modul de alegere a tipului liniei, liniile pe bază de instalații universale și liniile de automatizare cu rotor.

Lucrarea stimulează inițiativa creatoare pentru începutul introducerii mecanizării și automatizării la producerea pieselor prin presare și forjare. Ea are mai mult un caracter didactic, informativ, fără să dea date amănunțite privind mecanizarea proceselor tehnologice de presare și forjare. Pentru etapa actuală de dezvoltare a industriei din România, lucrarea prezintă totuși unele date utile în vederea mecanizării și automatizării la presare și forjare. Lucrarea este utilă inginerilor și tehnicienilor, tehnologi și constructori, care se preocupă de mecanizarea și automatizarea proceselor tehnologice de realizare a pieselor prin forjare și presare.

Ing. *P. Iordănescu*

STAHL UND EISEN nr. 1, 1968 : Experienţe cu instalaţii pentru supravegherea automată a procesului la un convertizor cu insuflare de oxigen cu capacitatea de 170 t ; Zăcămintele de minereuri din Mekambo ; Desulfurarea continuă ulterioară a fontei de afinare într-o oală cu sifon, la furnalul înalt ; Dezvoltarea unui nou procedeu de răcire a sîrmei laminate ; Radioscopia blumurilor pînă la 250 mm grosime într-o instalaţie pentru verificarea retasurilor ; Prezentarea prealabilă a zilelor comemorative ale siderurgiei din anul 1968 ; Curgerea materialului şi variaţia presiunilor normale în zona de deformare la un bluming ; Zece ani de existenţă a cercului pentru discuţii ştiinţifice şi economice.

Nr. 2, 1968 : Contribuţie la istoricul trefilării sîrmei ; Organizarea circuitelor de transport al fierului vechi într-o oţelărie ; Contribuţie la determinarea aproximativă a prelucrabilităţii prin aşchiere a oţelurilor de automate, cu conţinut mic de carbon ; Instalaţie centralizată de gresare la un laminor mijlociu nou ; Experienţe americane privind materialele refractare pentru convertizoarele cu insuflare de oxigen ; Corpuri cilindrice goale sub presiuni statice şi dinamice interioare ; Drumul spre şcolile superioare şi studiul metalurgiei în Japonia.

Nr. 3, 1968 : Despre istoricul evoluţiei moleculei de hemoglobină ; O introducere în natura şi importanţa biologiei moleculare ; Informaţiile obţinute prin încercări cu ajutorul sondelor privind temperatura, utilizarea şi repartiţia gazului în furnal ; Motoare de curent trifazic şi rotor în scurtcircuit pentru macarale şi poduri rulante ; Studii privind acţiunile de reglare a procedeelor termice alese ; Problema materialelor în cadrul lucrărilor de cercetare privind construcţia de rezervoare în S.U.A. ; Bazele teoretice şi posibilităţile de utilizare a arzătoarelor cu plasmă în producţia de oţel.

NEUE HÜTTE, nr. 1, 1968 : Stadiul actual şi dezvoltarea viitoare a producţiei de semifabricate din metale neferoase ; Model de optimizare pentru producţia fontei în R. S. C. S. ; Experienţe privind aglomerarea concentratelor de minereuri de fier sovietice la instalaţia de aglomerare de la Combinatul siderurgic „Ost" din R. D. G. ; Despre solidificarea oţelului în condiţiile retopirii în cuptorul cu raze de electroni ; Despre combinarea laminoarelor cu instalaţiile de turnare continuă ; Influenţa exercitată asupra proceselor metalurgice prin modificarea proprietăţilor materialelor solide ; Contribuţie la teoria producţiei arseniurii de galiu după procedeul Bridgeman ; Procedee noi pentru cercetarea frecării exterioare în zona de deformare la laminare ; Rezultate mai recente şi stadiul actual al metalurgiei pulberilor ; Influenţa tratamentului termic asupra proprietăţilor mecanice şi asupra structurii oţelului St 45/60 C ; Analiză spectrometrică directă cu DSA 24 ; Contribuţie la determinarea manganului în feromangan.

HUTNICKÉ LISTY, nr. 1, 1968 : Încercările de laborator şi semiindustriale pentru pregătirea peletelor înainte de reducere ; Exploatarea economică a preîncălzitorului de aer pentru temperatură ridicată ; Influenţa asfaltitului asupra proprietăţilor de cocsificare a cărbunelui ; Primele rezultate ale experienţelor de utilizare a cuptoarelor tip Tandem, cu capacitate de 150 t, în oţelăria Combinatului siderurgic NHKG din Ostrava ; Cuptorul tip Tandem din Combinatul siderurgic „Vitkovice" din Ostrava ; Comanda cu ajutorul maşinilor de calcul a operaţiilor de debitare a semiproduselor laminate ; Beton refractar cu agregate de şamotă şi de ciment aluminos ; Studiul dispersiei relative a valorilor rezistenţei la fluaj a aliajelor de tip NiCr 20 Ti 3 AlB ; Calculul coeficientului activ cu ajutorul datelor termodinamice.

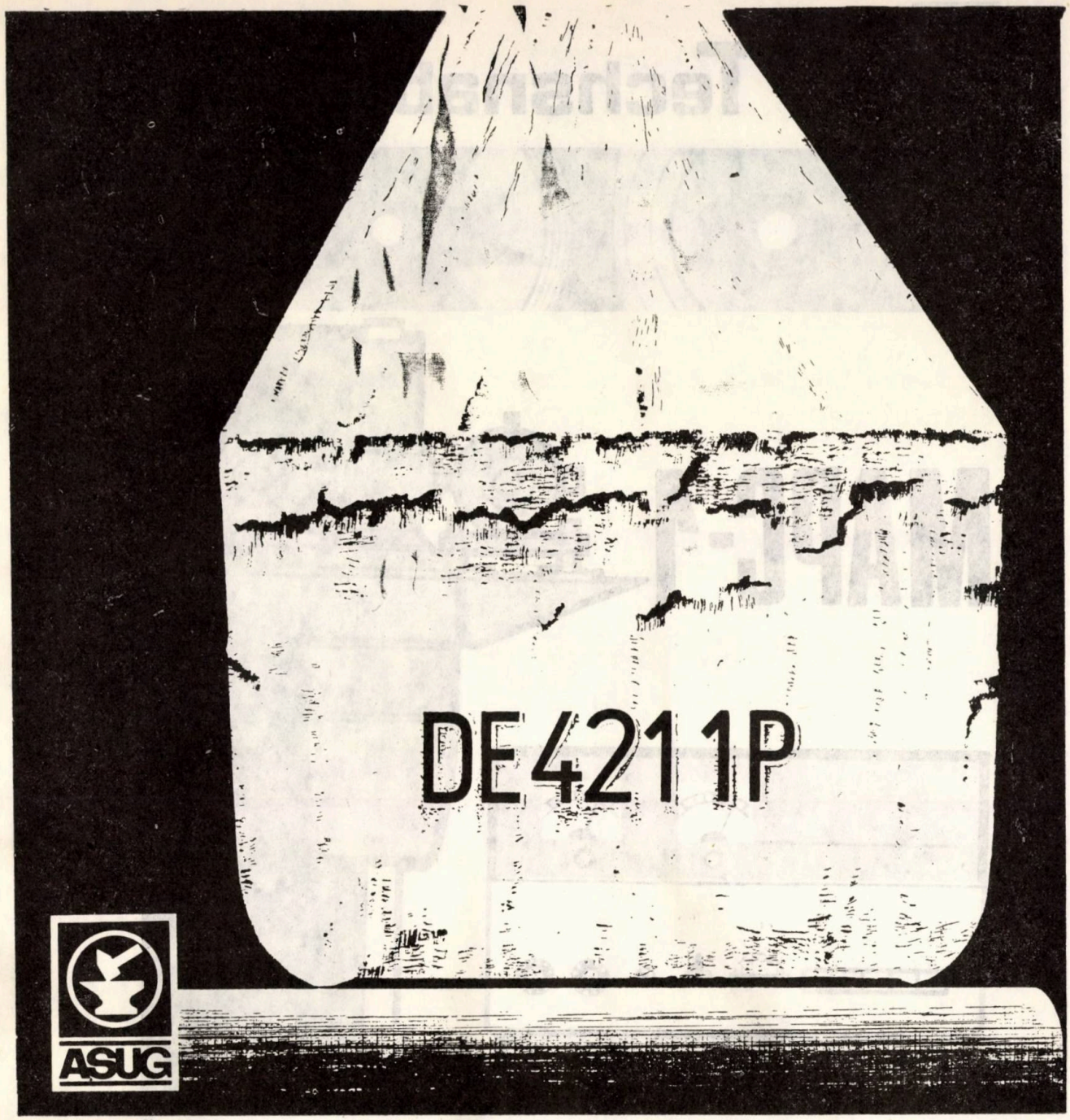
Nr. 2, 1968 : Influenţa omogenizării încărcăturii de minereu asupra funcţionării furnalelor moderne ; Eliminarea sulfurilor şi sulfaţilor în cadrul operaţiilor de aglomerare a minereurilor ; Utilizarea reziduurilor provenite de la uzinele metalurgice de obţinere a nichelului din Sered, în cuptoarele Martin ; Pierderile termice la solidificarea lingourilor ; Capacitatea de deformare a unor incluziuni de sulf ; Unele cauze ale apariţiei nesimetriei momentane a spaţiului dintre valţurile cu suprafaţă netedă ; Influenţa cromului asupra cineticii de recristalizare a feritei ; Contribuţii asupra difuziei borului în oţel.

SLÉVÁRENSTVI, nr. 1, 1968 : Execuţia formelor prin presare cu imprimarea modelului de jos în sus ; Formă semipermanentă pentru turnarea blocului de distribuţie pentru cuptoarele electrice cu frecvenţă ; Consideraţii privind morfologia învelişului de silicat de sodiu pe granula de nisip ; Topirea oţelului cu 12% mangan în cuptoarele electrice cu arc acide şi cu insuflare de oxigen ; Influenţa învelişului şi uscarea lui asupra rezistenţei formelor ceramice ; Studiul omogenizării oţelului Hetfild turnat ; Metodica de analiză a fazelor zgurei granulate ; Aprecierea noilor încercări mecanice utilizate în turnătoriile de fontă cenuşie ; Unele influenţe ale acţiunii prafului şi exhalarea lui ; Modul de analiză a economicităţii producţiei în turnătoriile mecanizate ; Influenţa conţinutului de siliciu asupra creşterii în adîncime a crustei dure ce se formează la suprafaţa pieselor turnate din fontă.

Nr. 2, 1968 : Noutăţi din R. D. G., în domeniul turnătoriei, expuse la tîrgul de primăvară de la Leipzig ; O turnătorie nouă pentru turnarea cămăşilor de cilindri de la fabrica Agrostroj din Jicin ; Modernizarea producţiei de răcitori şi armături pentru miezuri ; O nouă instalaţie de turnare a metalului sub presiune ; Combinatul siderurgic „Vitkovice" produce cele mai grele piese din Europa ; Turnarea roţilor de transmisie din fontă cenuşie peste maselota închisă ; Etaloane pentru stabilirea calităţii suprafeţelor obţinute prin turnare ; Instalaţii pentru curăţarea mecanică a pieselor şi posibilităţi de curăţare abrazivă a suprafeţelor ; Experienţa în utilizarea rexolului în amestecurile de formare şi de miezuri ; Influenţa Al_2O_3 asupra dezbaterii amestecului pe bază de Na_2SiO_3.

KUZNECINO ŞTAMPOVOCINOE PROIZVODSTVO, nr, 1, 1968 : Problemele actuale ale producţiei de forjare-matriţare ; Probleme primordiale privind perfecţionarea producţiei de forjare ; Mecanismul frecării umede la refulare ; Extrudarea cu acţiunea activă a forţei de frecare ; Consideraţii comparative privind distrugerea metalului la extrudare ; Asupra calculului anizotropiei tablei de pornire, la ambutisarea adîncă ; Procedeu special de ambutisare a pieselor de tip cutie ; Modernizarea unei prese hidraulice pentru debitarea prin spargere la rece a semifabricatelor ; Asupra posibilităţii protecţiei maşinilor de forjat orizontale, la suprasarcinile datorite eforturilor transversale intermitente ; Cîteva probleme de proiectare a alimentatoarelor tip şiber ; Cercetarea proceselor de încălzire şi răcire a lingourilor mari din oţel ; Utilizarea tehnicii de calcul la evidenţierea consumului real de metal în secţiile de forjă ; Asupra cîtorva particularităţi constructive ale automatelor multipoziţionale moderne de ştanţare a tablelor ; Presă pentru încercarea arcurilor ; Conferinţă internaţională privind forjarea.

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883



Poansonarea mecanică a produselor laminate

Aceasta se poate realiza cu noua noastră mașină, utilizată pentru marcarea fețelor frontale ale țaglelor calde, ale platinelor etc., în timpul transportului. Avantajele utilizării noii mașini sînt evidente : înlăturarea muncii manuale și eliminarea pericolului de accidente, existent în cazul marcării manuale, economisirea forței de muncă, mărirea capacității de laminare, lipsa greșelilor de marcare.

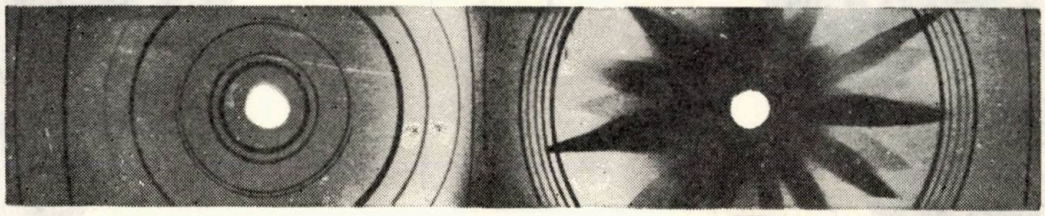
Această mașină modernă de poansonare se instalează în spatele foarfecilor sau ferăstraielor de tăiat la cald și poate fi montată în spațiul căilor cu role de evacuare. Această mașină oferă o nouă posibilitate de mecanizare a muncii în laminoare. Informații detaliate se pot primi indicînd numărul de referință A 40/68.

INFORMAȚII:
AMBASADA R. D. G. ÎN R. S. ROMÂNIA
Secția comercială
TKB INVEST EXPORT
București Calea Dorobanților 14
VEB SCHWERMASCHINENBAU „ERNST THÄLMANN"
3011 Magdeburg — Buckau

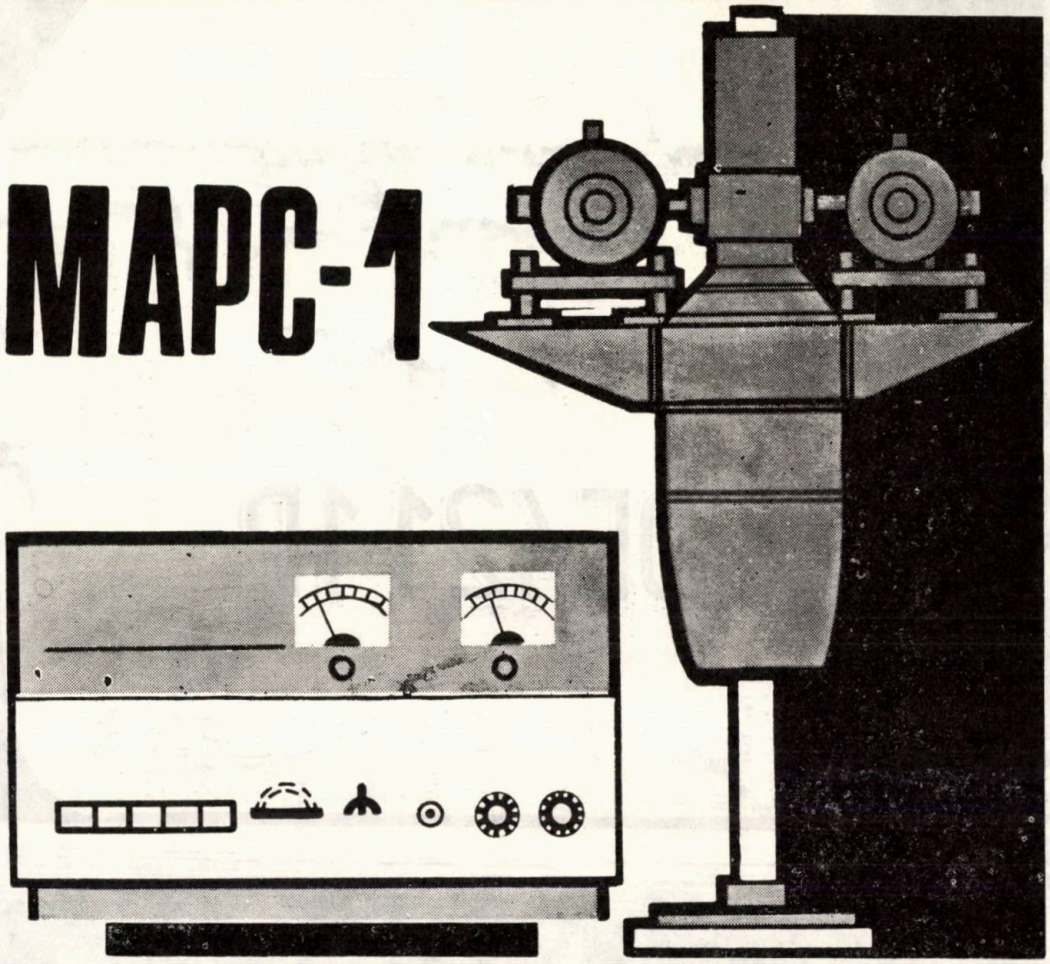
INVEST EXPORT

DEUTSCHER INNEN— UND AUSSENHANDEL
DDR 108 Berlin — Taubenstrasse 7 - 9
Adresa telegr.: DIAINVESTA Telex : 011 2695 diaie
Republica Democrată Germană
PUBLICOM

Techsnabexport



MAPC-1



APARAT ROENTGEN PENTRU ANALIZĂ STRUCTURALĂ CU AJUTORUL METODEI FOTOGRAFICE MARS-I

— funcţionează cu tub Roentgen, dezlipit, cu microfocar;
— nu necesită răcire cu apă;
— tensiunea la anodul tubului se modifică de la 4 pînă la 4,5 V, la un curent pînă la 450 A;
— gabarit şi greutate mică

Pentru comenzi a se adresa: VK TECHSNABEXPORT.
Moscova G-200, U.R.S.S.
Telefon: 44-32-85 Telex: 974

PUBLICOM

CILINDRI DE FONTĂ PENTRU LAMINOARE

OFERĂ V/O „MAŞINOEXPORT"

Diametrul tăbliei de la 200 pînă la 1300 mm şi lungimea tăbliei de la 160 pînă la 4 000 mm

Duritate ridicată

Suprafaţă de lucru finisată

Aliere cu crom, nichel, molibden, magneziu

Rezistenţă mare la uzură

Cilindri duri, cu două straturi, şi semiduri

Se pot lua informaţii la următoarea adresă:

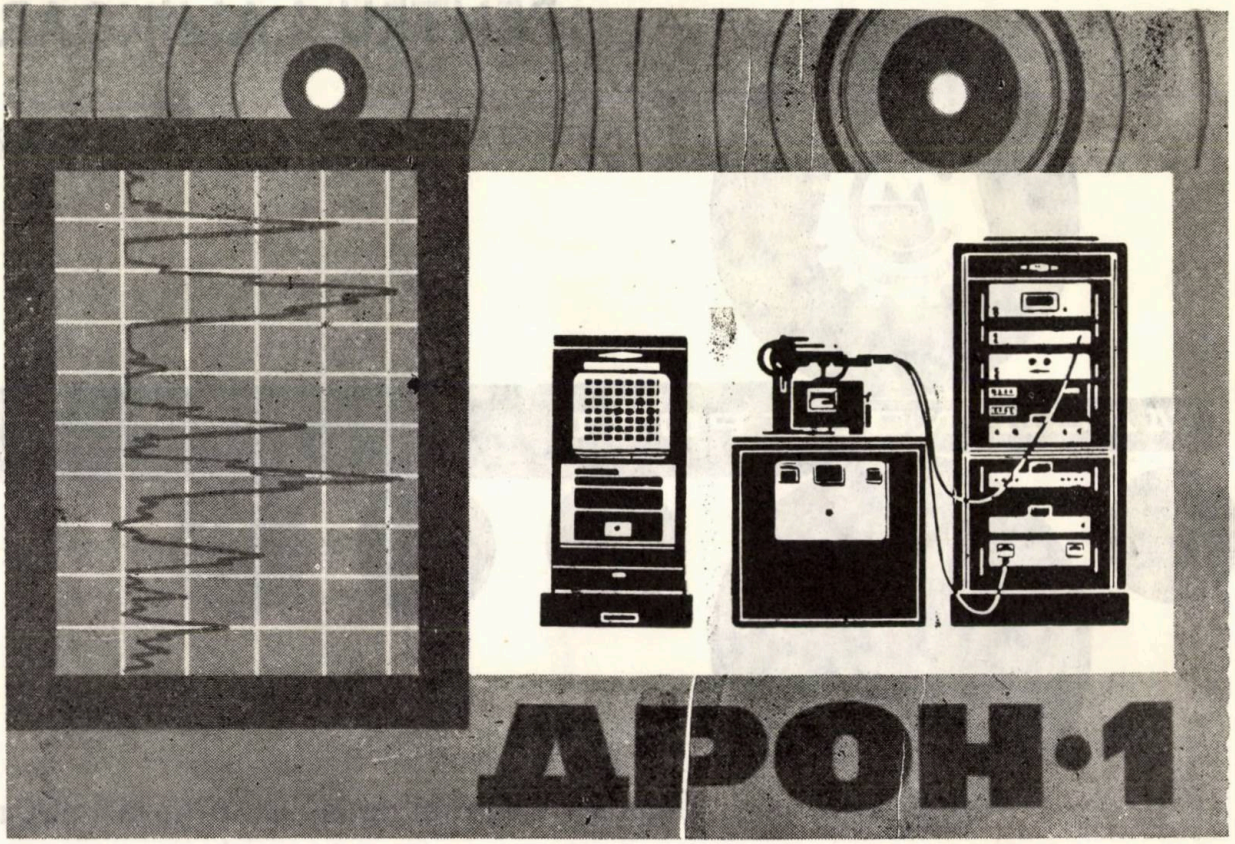
V/O „MAŞINOEXPORT"

U.R.S.S., Moscova, V-330

Mosfilmovskaia, 35

PUBLICOM

Techsnabexport



Difractometru Roentgen DRON-I

— aparat universal pentru:

- analiză generală Roentgen a structurii;
- cercetarea monocristalelor și a texturii;
- determinarea unghiurilor de tăiere a plăcilor monocristaline

— poate funcționa în camere cu temperaturi ridicate sau coborîte;

— prezintă o înaltă precizie a măsurării unghiurilor de difracție.

Pentru comenzi a se adresa: Moscova G - 200, U.R.S.S. ★ Telefon: 44-32-85 ★ Telex: 974

PUBLICOM

V/O „Maşinoexport"

- **Vă propune spre livrare pentru anii 1968-1970 lingotiere pentru turnarea lingourilor din oţel calmat şi necalmat de orice greutate (0,5 — 25 t)**
- **Lingotierele pot fi produse atît pe baza proiectelor beneficiarului, cît şi pe baza proiectelor executantului**

Vă rugăm să adresaţi comenzile dvs. pe adresa:

МАШИНОЭКСПОРТ

V/O Maşinoexport
U.R.S.S., Moscova, V-330
Mosfilmovskaia 35
Telex: 170

PUBLICOM

ÎN ATENȚIA AUTORILOR

— Articolele se trimit la redacție în dublu exemplar, dactilografiate la două rînduri.

— Articolele vor purta, în mod obligatoriu, semnătura autorilor și adresa lor exactă, pentru corespondență și retribuție.

— După titlul articolului, autorii vor indica: numele exact și prenumele întreg, titlul universitar, denumirea completă a instituției la care funcționează.

— Articolele nu vor depăși :

— 3 pagini dactilografiate pentru recenzii, cronici etc.

— 8 pagini dactilografiate pentru lucrări originale, cercetări experimentale, lucrări de sinteză.

— Articolele care tratează probleme de tehnologie să cuprindă și măsurile adecvate de protecție a muncii.

— Articolele originale vor fi însoțite de un rezumat de 10—15 rînduri dactilografiate, în vederea traducerii în limbi străine. Rezumatul trebuie să cuprindă: ipoteza de lucru, metoda folosită în lucrare, rezultatele obținute, concluziile asupra temei prezentate în articol.

— Bibliografia citată în text se va anexa la articol și va fi redactată după cum urmează :

— pentru cărți : numele autorului, inițiala prenumelui, titlul întreg al cărții, în limba originală, editura, localitatea, anul apariției ;

— pentru reviste sau alte publicații periodice : numele autorului, inițiala prenumelui ,titlul lucrării în limba originală și în limba română, titlul revistei, numărul, anul, pagina.

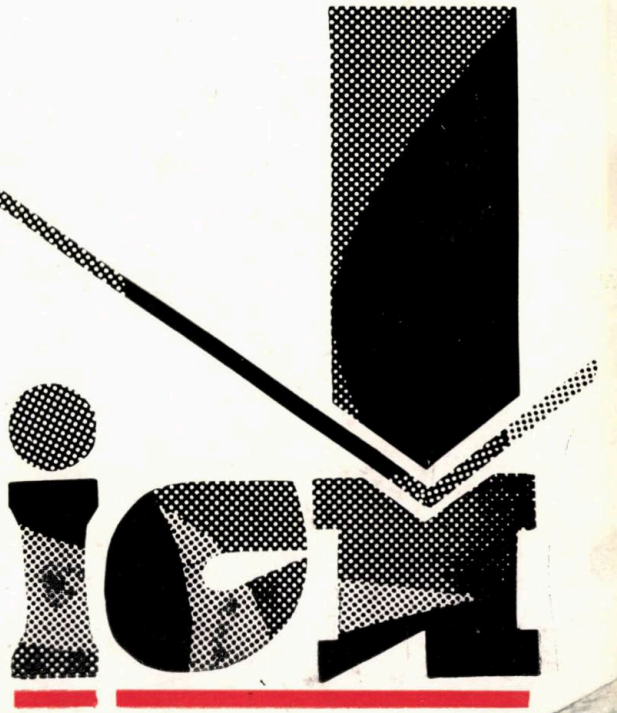
— Nu se trimit lucrări care au mai fost trimise spre publicare altor reviste.

— Articolele respinse nu se restituie autorilor.

MŰSZAKI KÖNYVTÁRI DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

MUNCITORI SI TEHNICIENI,

PRIN SEPARAREA NEFEROASELOR DE FEROASE, PRIN ORGANIZAREA LA LOCUL DE MUNCĂ A STRÎNGERII DEŞEURILOR METALICE PE SORTIMENTE, CONFORM STANDARDELOR, CONTRIBUIŢI LA REALIZAREA UNOR OŢELURI DE CALITATE SUPERIOARĂ. PREDAŢI METALELE VECHI ŞI DEŞEURILE METALICE LA DEPOZITELE ÎNTREPRINDERII PENTRU COLECTAREA METALELOR.



INTREPRINDEREA
INDUSTRIALĂ DE STAT

CARBOCHIM
CLUJ

Piața 1 Mai nr. 3
Telefon: 1-22-06 Telex: 031 233

Produce:
Corpuri abrazive
Abrazivi pe suport
Electrozi siderurgici
Electrozi de baterii
Pastă de electrozi
Electrocorindon normal
Electrocorindon nobil
Carbură de siliciu

E 3280

METALURGIA

7

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XX • NR. 7 • IULIE 1968

COMBINATUL SIDERURGIC
HUNEDOARA

Profile laminate din oţeluri carbon calmate, semicalmate şi necalmate, din oţeluri carbon de calitate, aliate şi slab aliate:

- rotunde, cu diametrul de 10 — 180 mm
- corniere de 20 × 20 — 150 × × 150 mm
- I şi U normale:
  I 18 — I 24
  U 6,5 — U 24
- I şi U economice
  I 18 E — I 24 E
  U 18 E — U 24 E
- late de 20 × 5 — 200 × 20 mm
- benzi laminate la cald de 200 × 2 — 500 × 5 mm
- tagle, brame pentru forje, de 70 × 70 — 400 × 400 mm
- profile speciale pentru armături de mină, pentru talpa şenilei de tractor etc.

MŰSZAKI KÖNYVTÁR

METALURGIA

Anul 20 nr. 7 iulie 1968

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Urseanu A.: **Fabricarea aglomeratului fosforos** . . . 387

Dijmărescu A.: **Despre necesitatea ciuruirii aglomeratului autofondant la Combinatul siderurgic — Reşiţa** 390

Catrinoiu C.: **Despre reglarea turaţiilor motoarelor acţionării principale la o linie continuă de laminare** 394

Drăgan N., Morţun Al., Iacob Minodora şi Alexandrescu Stela: **Oţeluri de cementare aliate cu bor.** 397

Laşcu-Simion N.: **Consideraţii privind rezistenţa la oboseală, la temperaturi ridicate, a unor oţeluri aliate cu crom** 406

Popescu V., Drăgan I. şi Gavrilescu Gr.: **Cercetări experimentale privind încălzirea lingourilor din oţeluri aliate.** 412

Aloman A.: **Structura şi proprietăţile telururilor de lantan, ceriu şi plumb în intervalul Ln_3Te_4 — Ln_2PbTe_4** 416

Herşcovici P. şi Bunescu S.: **Infiltrarea produselor sinterizate cu metal lichid** 420

REALIZĂRI TEHNICE

Binder Maria: **Metode rapide pentru analiza băilor cianurice din secţiile de acoperiri metalice** . . 426

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Ţecu T.: **Unele metode de organizare ştiinţifică a producţiei şi a muncii în întreprinderi** 428

Drăghici N. N.: **Reglajul consumului de căldură într-un combinat metalurgic termoficat** . . . 431

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Spleiss Ecaterina: **Caracteristica generală a materialelor rezistente la uzură prin eroziune. Cazul pieselor de pompă** 437

Sofroni L.: **Extrase din lucrările celui de-al 34-lea Congres de turnătorie (Paris, oct. 1967).** 441

RECENZII 444

CRONICĂ. 447

COMITETUL DE REDACȚIE

M. ALEXANDRU, C. DRAGOMIR, T. DUMITRESCU, C. HERTL, GH. ILIN, N. MURGULEȚ, I. NIȚĂ, P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, MARIA ROȘIANU, D. STĂNESCU, N. SÎRBU, L. SOFRONI, A. ȘERBAN, CL. ȘTEFĂNESCU, I. TRIPȘA, T. ȚECU, P. WECHSLER

Redactor responsabil: L. SOFRONI
Redactor: MARIA SAVU

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, Str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon: 15.81.50 Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la Administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament: 022001 B.N. a Republicii Socialiste România — Sectorul 1. M.I.M. — Oficiul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc. c. 5356

„Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.P. nr. 560/426/966".

42 406

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 622.785 : 622.341.1

Урсяну А.: **Производство фосфористого агломерата.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 387–384

ДК 621.928.2 : 622–188

Дижмэреску А. : **О необходимости грохочания самофлюсующегося агломерата на Металлургическом Комбинате — Решица.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 390–393

ДК 621.771 : 621.313.13

Катриною К.: **О регулировании оборота двигателей главного привода на непрерывной прокатной линии.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 394–396

ДК 669.15'781–194

Дрэган Н., Морцун Ал, Якоб Минодора и Александреску Стела: **Цементуемые стали легированные бором.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 397–405

ДК 669.15'26–194 : 620.178.3

Лашку — Симион Н.: **Соображения, касающиеся усталостной прочности при повышенных темепратурах некоторых сталей легированных хромом.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 406–411

ДК 669.15–194 : 669.14–412 : 621.735.1

Попеску В., Дрэган И. и *Гаврилеску Г.:* **Экспериментальные испытания по нагреву слитков легированных сталей.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 412–415

ДК 669.777 : 546.241 : 541.6

Аломан А.: **Структура и свйства теллуридов лантана, церия и свинца в интервале Ln_3Te_4–Ln_2PbTe_4.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 416–419

ДК 621.762.55 : 669–154

Гершкович П. и *Бунеску С.:* **Пропитка спеченных изделий жидким металлом.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 420–425

ДК 621.793.3 : 543.2

Биндер Мария: **Скоростные методы анализа цианистых ванн в цехах металлических покрытий.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 426–427

ДК 338.06

Цеку Т.: **Некоторые методы научной организации производства и труда на предприятиях.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 428–430

ДК 669.1.013.5 : 536.14.083

Дрэгич Н. Н.: **Регулирование потребления тепла на металлургическом комбинате с термофикацией.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 431–436

ДК 669.018.25 : 621.6

Сплейсс Екатерина: **Общая характеристика эрозионностойких материалов. Случай насосных деталей.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 437–440

ДК 621.746.061.3

Софрони Л.: **Выдержки из трудов 34-го Совещания по литью (Париж, октябрь, 1967 г.).**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 441–443

SOMMAIRE

CD 622.785 : 622.341.1

Urseanu A. : **La fabrication de l'agglomérat phosphoreux**

Metalurgia 20 (1958), nr. 7, p. 387–389

CD 621.928.2 : 622–188

Dijmărescu A. : **Sur la nécessité de cribler l'agglomérat autofondant au Combinat sidérurgique de Reşiţa**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 390–393

CD 621.771 : 621.313.13

Catrinoiu C. : **Sur le réglage du nombre des tours de l'entraînement principal pour une ligne continue de laminage**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 394–396

CD 669.15'781–194

Drăgan N., Morţun Al., Iacob Minodora et *Alexandrescu Stela* : **Aciers de cémentation alliés au bore**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 397–405

CD 669.15'26–194 :620.178.3

Laşcu-Simion N. : **Considérations sur la résistance à la fatigue, aux hautes températures, de certains aciers alliés au chrome**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 406–411

CD 669.15 – 194 : 669.14 – 412 : 621.735.1

Popescu V., Drăgan I. et *Gavrilescu Gr.* : **Recherches expérimentales sur le chauffage des lingots en acier allié**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 412–415

CD 669. 777 : 546. 241 : 541. 6

Aloman A. : **La structure et les propriétés des tellurures de lanthane, de cérium et de plomb dans l'intervale Ln_3Te_4 — Ln_2PbTe_4.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 416–419

CD 621.762.55 : 669–154

Herşcovici P. et *Bunescu S.* : **L'infiltration des produits comprimés avec du métal liquide.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 420–425

CD 621.793 :3. 543.2

Binder Maria : **Méthodes rapides pour l'analyse des bains de cyanuration dans les ateliers de revêtements métalliques**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 426–427

CD 338.06

Ţecu T. : **Quelques méthodes d'organisation scientifique de la production et du travail dans les entreprises**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 428–430

CD 669.1.013.5 : 536.14.083

Drăghici N. N. : **Le réglage de la consommation de la chaleur dans un combinat métallurgique à énergie thermique**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 431–436

CD 669.018.25 : 621.6

Spleiss Ecaterina : **La caractéristique générale des matériaux résistants à l'usure par érosion. Le cas des pièces de pompe**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 437–440

CD 621.746.061.3

Sofroni L. : **Extraits des travaux du 34-ème Congrès de fonderie (Paris, oct. 1967).**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 441–443

CONTENTS

DC 622.785 : 622.341,1

Urseanu A. : **Phosphorous agglomerate manufacturing**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 387–389

DC 621.928. 2 :622 – 188

Dijmărescu A. : **Necesity of selfsmelting agglomerate screening in Steel Plant Reşiţa**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 390–393

DC 621.771 : 621.313.13

Catrinoiu C. : **Main drive speed setting in a continuous rolling line**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 394–396

DC 669.15'781–194

Drăgan N., Morţun Al., Iacob Minodora and *Alexandrescu Stela* : **Boron alloyed low-carbon steel**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 397–405

DC 669.15'26–194 : 620.178.3

Laşcu-Simion N. : **Considerations regarding fatigue resistance at high temperatures of some chromium-alloyed steels**

Metalurgia 20 (1968), nr.7, p. 406–411

DC 669. 15 – 194 : 669. 14 – 412 : 621. 735. 1

Popescu V., Drăgan I. and *Gavrilescu Gr.* : **Researches on alloy-steel ingot heating.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 412–415

DC 669. 777. : 546. 241 : 541. 6

Aloman A. : **Structure and properties of lanthanum, cerium and lead tellurides in the Ln_2Te_4–Ln_2PbTe_4 domain.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 416–419

DC 621.762.55 : 669–154

Herşcovici P. and *Bunescu S.* : **Infiltration of sintered products with liquid metal**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 420–425

DC 621.793.3 : 543.2

Binder Maria : **Rapid methods for cyanide bath analyse in metallic coating shops**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 426–427

DC 338.06

Ţecu T. : **Scientific organisation methods for production and labour in industrial units.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 428–430

DC 669.1,013.5 : 536.14.083

Drăghici N. N. : **Heat consunption governing in metallurgical plants using thermal energy**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 431–436

DC 669.018.25 : 621.6

Spleiss Ecaterina : **General characteristics of erosion wear-resisting materials. Case of pump parts**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 437–440

DC 621.746.061.3

Sofroni L. : **Proceeding abstracts of the 34 th Foundry Congress (Paris, October 1967).**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 441–443

INHALTSVERZEICHNIS

DK 622.785 : 622.341.1

Urseanu A. : **Erzeugung des Phosphoragglomerates**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 387–389

DK 621.928.2 :622–188

Dijmărescu A. : **Notwendigkeit der Siebung für das selbstschmelzende Agglomerat im Hüttenwerk Reşiţa**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 390–393

DK 621.771 : 621.313.13

Catrinoiu C. : **Drehzahlregelung der Hauptantriebsmotoren einer Konti-Strasse.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7 p. 394–396

DK 669.15'781–194

Drăgan N., Morţun Al., Iacob Minodora und *Alexandrescu Stela* : **Borlegierte Einsatzstähle**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 397–405

DK 669.15'26–194 : 620.178.3

Laşcu-Simion N. : **Berücksichtigungen über Hochtemperaturdauerfestigkeit einiger Chromstähle**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 406–411

DK 669. 15 – 194 : 669. 14 – 412 : 621. 735. 1

Popescu V., Drăgan I. und *Gavrilescu Gr.* : **Experimentaluntersuchungen über das Erwärmen der Edelstahlblöcken.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 412–415

DK 669, 777 : 546. 241 : 541. 6

Aloman A. : **Struktur und Eigenschaften von Lanthan-Zerium- und Bleitellururen im $Ln_3Te_4 - Ln_2Pb\ Te_4$ Gebiet.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 416–419

DK 621.762.55 : 669–154

Herşcovici P. und *Bunescu S.* : **Flussmetalleinsickerung von Sintererzeugnisse.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 420–425

DK 621.793.3 : 543.2

Binder Maria : **Schnellanalysenmethode für Zyanbäder der Abteilung für metallische Überzüge.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 426–427

DK 338.06

Ţecu T. : **Betriebsmethoden der wissenschaftlichen Organiesierung für Produktion und Arbeit.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 428–430

DK 669.1.013.5 : 536,14.083.

Drăghici N. N. : **Wärmeverbrauchregelung in einem wärmekraftbetriebenem metallurgischem Werk.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 431–436

DK 669.018.25 : 621.6

Spleiss Ecaterina : **Allgemeine Kennziffern der erosionverschleissfesten Stoffe. Fall der Pumpenteile.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 437–440

DK 621.746.061.3

Sofroni L. : **Mitteilungen der 34-en Giessereitagung. Auszüge (Paris, Oktober 1967).**

Metalurgia 20 (1968), nr. 7, p. 441–443

METALURGIA

ANUL 20
Nr. 7
IULIE
1968
BUCUREŞTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ŞI CERCETĂRI

Fabricarea aglomeratului fosforos

Ing. A. URSEANU
Combinatul siderurgic — Reşiţa

CZ 622.785 : 622.341.1

În prezenta lucrare se tratează încercările efectuate pentru fabricarea unui aglomerat cu un conţinut de fosfor cuprins între 0,3 şi 1%. Pentru fabricarea aglomeratului cu conţinut ridicat de fosfor s-au întrebuinţat două procedee :

— fabricarea aglomeratului fosforos din minereuri de fier cu un conţinut ridicat de fosfor ;

— prin utilizarea în reţeta de aglomerare a unor adaosuri cu un conţinut ridicat de fosfor.

Încercările industriale efectuate la C. S. R. au utilizat un număr de nouă reţete reprezentative care au fost comparate cu reţeta de referinţă (X 10) pentru fabricarea aglomeratului autofondant.

Pentru a stabili regimul optim de lucru al instalaţiei de aglomerare au fost efectuate numeroase încercări : s-au încercat diferite înălţimi ale stratului (190—300 mm) ; granulaţia şi cantitatea de cocs adăugată în şarje au fost diferite de la reţetă la reţetă ; au fost încercate, într-o perioadă de doi ani (1966—1967), un număr ridicat de reţete, dintre care cele mai reprezentative sînt detaliat descrise în prezenta lucrare ; s-a urmărit îndeaproape obţinerea unui aglomerat cu un conţinut de fosfor în limite de 0,3—1% şi totodată obţinerea unei producţii specifice maxime.

Pentru realizarea deziderateloi de mai sus s-a urmărit, în mod continuu, procesul de sinterizare, înregistrîndu-se parametrii optimi pentru fiecare reţetă în parte. Sfîrşitul procesului de sinterizare s-a determinat după temperatura înregistrată în ultimele camere de vacuum şi după depresiunea minimă înregistrată.

Reţetele utilizate în perioada de producere a aglomeratului fosforos sînt arătate în tabela 1.

Tabela 1

Denumirea materiilor prime	Reţeta utilizată									
	X 1, t/h	X 2, t/h	X 3, t/h	X 4, t/h	X 5, t/h	X 6, t/h	X 7, t/h	X 8, t/h	X 9, t/h	X 10, t/h
Minereu de Căpuş	99	100	80	48	45	45	75	25	45	15
Minereu Krivoi Rog	—	—	20	45	50	45	25	62	50	65
Praf de furnal	—	—	—	4	5	5	—	7	5	4
Oxid (ţunder)	—	—	—	—	—	—	—	4	—	1
Pirită	—	—	—	—	—	5	—	—	—	1
Apatită	1	—	—	3	4	5	5	3	6	—
Cocs mărunt	12	12	12	12	9	8,5	8	7,5	8	8,3
Calcar	—	—	20	28	13	7	—	23	12	21
Alte minereuri (cu 45 — 65% fier)	—	—	—	—	—	—	—	—	—	16

Conținutul în fosfor al materiilor prime folosite în cursul experimentărilor efectuate este arătat în tabela 2.

Tabela 2

Denumirea materiei prime	Conținutul în fosfor, %	
	minim	maxim
Minereu hematită Krivoi Rog	0,08	0,280
Minereu limonită de Căpuș	0,250	0,550
Pirită	0,074	0,200
Oxid (țunder)	0,020	0,190
Praf de furnal	0,067	0,135
Alte minereuri (45—65% fier)		
— minereu Ocna de Fier	0,040	0,337
— minereu Brazilia	0,070	0,150
— minereu India	0,081	0,607
— șlam Codlea	0,095	0,195

Materialul de adaos folosit pentru ridicarea conținutului de fosfor al aglomeratului a fost apatita $Ca_5(PO_4)3F,Cl$ cu următoarea compoziție chimică : 0,82—1,1% SiO_2; 4,50—5,80% CaO; 0,10—0,22% Fe; 12,50—19,30% P; 0,40—0,60% P.C.; 40% P_2O_5 (medie).

În perioada utilizării rețetelor de producere a aglomeratului fosforos s-au urmărit și înregistrat parametrii de funcționare ai mașinii de aglomerare.

În perioada utilizării celor nouă rețete, consumul de gaz metan pentru cuptorul de aprindere a fost de 520—600 Nm^3/h, iar gazul metan suplimentar ars pe primii 6 m ai benzii de aglomerare a fost de 540—570 Nm^3/h.

Parametrii de funcționare ai mașinii de aglomerare sînt arătați în tabela 3.

Din parametrii de funcționare ai mașinii de aglomerare se remarcă deosebiri ale randamentului de aglomerare, în funcție de conținutul de minereu de Căpuș utilizat în rețetă.

Din diagrama prezentată în figura 1 se remarcă o scădere a scoaterii de aglomerat începînd cu 25—30% minereu de Căpuș; cu 100% minereu de Căpuș scoaterea de aglomerat înregistrează o scădere de aproximativ 30—35%.

Un alt factor care trebuie scos în evidență este consumul mărit de cocs (kg/t), care în mod obișnuit variază între 82 și 89,4 kg/t aglomerat. În cazul unui consum mai ridicat de minereu de Căpuș (X1 și X2) consumul de cocs înregistrează valori peste 100 kg/t aglomerat.

Permeabilitatea la gaze se înrăutățește cînd crește proporția de minereu de Căpuș în rețeta de aglomerare, deoarece acest minereu are o granulație fină, circa 85% fiind sub 1 mm. Aceasta explică și cauza scăderii productivității aglomeratorului în timpul fabricării aglomeratului cu fosfor din minereu de Căpuș.

Viteza mașinii de aglomerare s-a redus considerabil în timpul funcționării cu conținut ridicat de minereu de Căpuș în rețetă; datorită diminuării cantității de pat, grătarele aveau tendință de înfundare, iar calitatea aglomeratului a fost inferioară celei obținute în perioada de referință, cînd se producea aglomerat autofondant.

Indicii calitativi ai aglomeratului fosforos au prezentat valori mai ridicate cu 10—15%

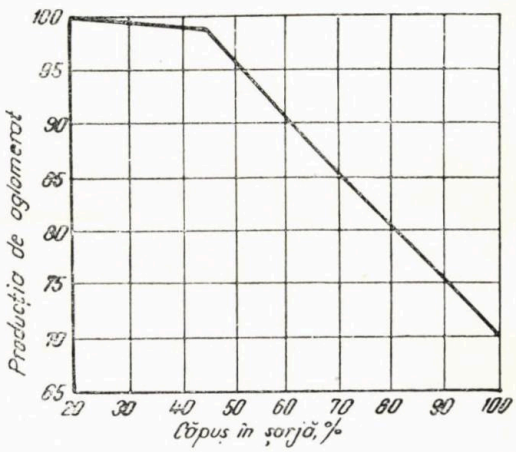


Fig. 1

decît cei înregistrați la aglomeratul autofondant. Indicele de bazicitate prezintă abateri mai mari decît aglomeratul autofondant datorită variației oxidului CaO din minereul de Căpuș (10—16%).

Compoziția chimică și caracteristicile fizice ale aglomeratului fosforos sînt arătate în tabela 4.

Tabela 3

Parametrul	Unitatea de măsură	X 1	X 2	X 3	X 4	X 5	X 6	X 7	X 8	X 9	X 10
Înălțimea stratului	mm	210	210	230	260	250	250	240	260	250	260
Viteza mașinii de aglomerare	m/min	2,4	2,4	2,8	3,35	3,4	3,4	3,1	3,5	3,4	3,5
Depresiunea exhaustorului	mm col. apă	810	805	815	910	880	875	835	940	870	990
Temperatura colectorului	°C	135	132	128	110	108	110	118	106	106	105
Temperatura înaintea exhaustorului	°C	124	123	119	103	101	102	105	99	99	100
Debit materii prime	t/h	105	105	120	145	147	147	132	150	148	150
Retur în șarjă	%	48	48	42	33	30	30	38	29	32	30
Aglomerat rezultat	%	70	70	80	97	98	98	88	100	99	100
Consumul de cocs cu 10% umiditate	kg/t	103	102,1	89,4	84,2	83,2	84	87,4	82,3	83,1	82

Tabela 4

Rețeta utilizată	Compoziția chimică %										Analiza fizică			
	P		Mn		Fe		FeO		I_B		Rezistența mecanică		Granulația	
	min.	max.	min.	max.	min.	max.	min.	max.	min.	max.	min.	max.	min.	max.
X 1	0,473	0,667	0,10	0,15	46,20	47,80	22	23,5	1,02	1,08	25,4	27,3	11	13
X 2	0,317	0,360	0,13	0,19	46,30	47,9	21	24	1,02	1,09	25,2	27,1	11,2	13,1
X 3	0,493	0,561	0,35	0,45	46,10	47,25	18	21	1,01	1,07	24,8	25,9	10,4	11,7
X 4	0,54	0,641	0,18	0,23	44	45,5	13,2	17,5	1,15	1,22	23,7	25,3	9,2	10,6
X 5	0,510	0,769	0,3	0,4	47,05	47,70	13	17	1,05	1,08	23,4	25,1	9	10,1
X 6	1,400	1,510	0,25	0,3	42,10	43,22	12,1	14,9	0,97	1,03	23,5	25	8,9	10,4
X 7	0,920	1,310	0,28	0,31	46,9	47,8	15	17	0,85	0,91	24,1	25,7	9,4	10,9
X 8	0,220	0,411	0,2	0,24	44,15	45,28	10	12	1,04	1,09	22	23,1	8,8	9,7
X 9	0,752	0,945	0,33	0,37	45,8	46,65	14	16	0,93	0,97	22,8	24	9	10
X10	0,120	0,160	0,20	0,23	46,50	47,20	13,2	14,6	0,98	1,04	20,8	21,2	7,9	8,1

Din punct de vedere chimico-mineralogic în aglomeratul obținut fierul este legat ca magnetită, faialită, feromonticellit, apărînd și o serie de compuși noi în proporție mai mare decît în aglomeratul autofondant. Dintre compușii noi se pot menționa : P_2O_5 ; $CaO \cdot 2P_2O_5$; $CaO \cdot P_2O_5$; $CaO \cdot 2P_2O_5 + 2CaO \cdot 3P_2O_5$, compuși care depind direct de creșterea temperaturii de sinterizare.

La răcirea aglomeratului fosforos se remarcă o acțiune intensivă a oxigenului din aer asupra structurii mineralogice, conform reacției :

$$2Fe_3O_4 + 1/2O_2 = 3\,Fe_2O_3,$$

care duce la o slăbire a rezistenței mecanice a aglomeratului produs.

Pentru obținerea unei productivități mărite a aglomeratorului s-a utilizat o rețetă cu un procent redus de minereu de Căpuș (X 8), obținîndu-se o producție de aglomerat asemănătoare cu cea din cazul producerii aglomeratului autofondant.

Datele prezentate în comparație cu perioada de referință (X 10) prezintă deosebiri care se reflectă îndeosebi asupra calității aglomeratului.

În concluzie, pentru funcționarea normală a fabricii de aglomerare și în vederea obținerii unei calități corespunzătoare a aglomeratului este indicat ca procentul de minereu de Căpuș să fie de 20—35%, iar ca material aducător de fosfor să se utilizeze apatită în proporție de 3—5%.

LA FABRICATION DE L'AGGLOMÉRAT PHOSPHOREUX

L'article décrit les essais effectués en vue de la fabrication d'un agglomérat qui ait une teneur en phosphore variant entre 0,3 et 1%, par l'application de deux procédés : l'emploi des minerais de fer qui ont une haute teneur en phosphore, l'utilisation de certaines additions qui ont, elles aussi, une haute teneur en phosphore.

PHOSPHOROUS AGGLOMERATE MANUFACTURING

The paper presents experiments performed by means of two methods in view to obtain agglomerate with phosphorus content ranging between 0.3 and 1% : utilization of iron ores with high phosphorus content ; utilization of additions with high phosphorus content.

Despre necesitatea ciuruirii aglomeratului autofondant la Combinatul siderurgic—Reşiţa

Ing. A. DIJMĂRESCU
Combinatul siderurgic — Reşiţa

CZ 621.928.2 : 622—188

Amplasarea instalaţiei de ciuruire a aglomeratului şi necesitatea acesteia. În încărcătura furnalelor de la Reşiţa materia primă de bază o constituie aglomeratul autofondant cu o bazicitate medie $CaO : SiO_2 = 1{,}00$ şi care are, ca minereuri principale, hematită Krivoi Rog, limonită Căpuş şi magnetită Ocna de Fier. La construcţia actualelor furnale date în funcţiune în 1961 şi 1962 nu s-au prevăzut instalaţii de ciuruire a aglomeratului înainte de încărcare în schip, astfel că acesta se încarcă în furnale cu un conţinut de mărunt, clasa 0—5 mm, destul de ridicat (în medie 30%).

O problemă importantă pentru combinat este îndepărtarea acestui mărunt sau ameliorarea compoziţiei granulometrice a aglomeratului.

Datorită faptului că amplasarea unei instalaţii de ciuruire la secţia furnale implică greutăţi tehnice şi economice mari, s-a pus problema dacă nu este indicat ca rezolvarea ciuruirii să se facă la secţia aglomerare.

Înainte de a discuta această soluţie este necesar să se arate că aglomeratul autofondant se sitează, înainte de expedierea la furnal, cu un ciur Schenk, cu ochiuri de 10 mm.

Măruntul sub 5 mm în proporţie atît de mare în probele luate din vagonul-cîntar este cauzat atît de tendinţa aglomeratului autofondant de a se degrada în timp şi de numărul mare de căderi (transbordări), cît şi de unii factori care depind de desfăşurarea procesului tehnologic.

Astfel, datorită unor imperfecţiuni în măcinarea calcarului şi în concasarea cocsului, fracţiunea peste 3 mm depăşeşte uneori 10%, fapt care favorizează segregarea acestor materiale în masa supusă aglomerării, formînd cuiburi şi determinînd ca în final să se găsească în aglomerat zone nesinterizate complet, cu un liant necorespunzător.

De asemenea, existenţa bucăţilor de calcar mai mari de 3 mm şi segregarea acestora în anumite zone favorizează formarea în aglomerat a ortosilicatului de calciu, $2CaO \cdot SiO_2$, şi, respectiv, existenţa oxidului de calciu, CaO liber, compuşi care în timpul transportării sau depozitării au influenţă dăunătoare asupra aglomeratului autofondant.

Ortosilicatul de calciu, la răcirea în jur de 675 °C, are o transformare alotropică din faza α în faza β, cu o mărire de volum de 10%, iar CaO liber se hidratează cu umiditatea atmosferică la $Ca(OH)_2$, tot cu o mărire de volum de 10%. Mărirea volumului în ambele cazuri face ca, în aglomeratul finit, să se creeze tensiuni interne care au drept rezultat fărîmiţarea unei părţi din aglomerat, chiar dacă acesta nu este manipulat [1], [2].

Astfel se poate explica prezenţa în aglomeratul luat din vagonul-cîntar a unei cantităţi mari de mărunt sub 5 mm, cu toate că la expedierea de la fabrica de aglomerare a fost ciuruit la 10 mm.

În condiţiile în care s-ar elimina deficienţele existente în procesul aglomerării sau prin mărirea diametrului ochiurilor la ciurul din treapta a doua de sitare, compoziţia granulometrică a aglomeratului la furnale s-ar ameliora, fără să se elimine însă avansat conţinutul de mărunt, fapt care pune sub rezervă construirea unei instalaţii de ciuruire la aglomerare.

Pentru a se stabili efectul economic al sitării aglomeratului la Combinatul siderurgic —Reşiţa ar fi necesar să se facă unele experimentări, prezentînd interes experienţa propusă şi folosită de A. A. Fofanov şi alţii la un furnal de 600 m^3 din U.R.S.S.[3].

În funcţionarea unui furnal s-au putut delimita două perioade: perioada A, de 30 zile, în care conţinutul de mărunt sub 5 mm a fost foarte ridicat, şi perioada B, de 31 zile, cînd în urma unor măsuri luate la fabrica de aglomerare acest conţinut a fost redus.

În aceste perioade care se vor compara, s-au elaborat fonte de afinare avînd practic aceeaşi compoziţie chimică.

Tabela 1

Indicatori de funcționare a furnalului	Unitatea de măsură	Media zilnică	
		perioada A	perioada B
Numărul de zile de funcționare		30	31
Indicele de utilizare a volumului util efectiv	t fontă/m³ · zi	1,12	1,43
Compoziția medie a fontei :			
Si	%	0,87	0,88
Mn	%	0,53	0,52
S	%	0,04	0,038
Consumul specific de cocs efectiv	kg/t fontă	708	673,5
Intensitatea de ardere a cocsului	t/m³ · zi	0,793	0,950
Parametrii aerului insuflat în furnal			
— debitul	Nm³/min	1 244	1 460
— presiunea la gurile de aer	ats	1,62	1,58
— temperatura la gurile de aer	°C	954	990
Debitul de CH_4 insuflat în furnal	Nm³/t fontă	100	89
Încărcătura specifică totală, din care :	kg/t fontă	2 314	2 203
— aglomerat autofondant	,,	1 744	1 606
— minereuri și adaosuri metalice	,,	354	400
— calcar	,,	206	197
Cantitatea de aglomerat mărunt (0—5 mm) introdus în furnal	,,	660	440
Proporția de aglomerat în încărcătură	%	76	73
Caracteristicile aglomeratului :			
— granulație 0 — 5 mm	%	37,7	27,5
5 — 10 mm	%	30	32
peste 10 mm	%	32,3	40,5
— bazicitatea CaO : SiO_2		0,96	1
— conținutul de FeO	%	15,7	14,86
— conținutul de fier	%	46,9	47,05
— scoaterea de fontă din încărcătura totală	%	43,5	45,5
— cantitatea de praf de furnal	kg/t fontă	64	36,5
Parametrii gazului de furnal :			
— presiunea la gură	ats	0,52	0,634
— temperatura la gură	°C	340	309
— compoziția chimică :			
CO_2	%	11,5	12,09
CO	%	25,3	26,38
H_2	%	4,5	3,54
Opriri pentru deranjamente (din timpul calendaristic)	%	0,84	0,255
Numărul de tasări zilnice		5,6	1,4
Schema de încărcare		KMMK	KMMK
Consumul specific de cocs corectat în funcție de debitul de CH_4 insuflat, de scoaterea de fontă și de conținutul de Si din fontă, considerînd perioada A ca perioadă de referință*	kg/t fontă	708	694

* În perioada B s-au luat în calcul 30 de zile.

Perioada A s-a caracterizat printr-un conținut de mărunt sub 5 mm de 37,7% (în unele zile chiar de 40—45%), iar furnalul a avut un mers neuniform, cu agățări repetate ale coloanei, și o circulație neuniformă a gazelor în cuvă. Numărul de tasări cu clapa Snorth a depășit în unele zile cifra de 20, ceea ce înseamnă că încărcătura a coborît numai forțat.

Datorită acestei funcționări, numărul de deranjamente a fost ridicat, timpul necesar pentru remedierea acestora fiind de 3,3 ori mai mare decît în perioada B.

În perioada B conținutul de mărunt sub 5 mm în aglomerat a fost de 27,5% și întreaga activitate a furnalului a fost îmbunătățită, obținîndu-se indici foarte buni pentru funcționarea unui furnal în asemenea condiții.

Pentru o ilustrare mai clară a mersului furnalului în aceste perioade în tabela 1 se redă media principalilor indicatori de funcționare.

Analiza granulației aglomeratului permite să se vadă variația acesteia în perioada B față de perioada A, după cum urmează : ±perioada B față de A, %

0 — 5 mm	5 — 10 mm	peste 10 mm
— 10,2	+ 2	+ 8,2

Datorită funcționării defectuoase a furnalului în perioada A indicele de utilizare a fost scăzut, iar intensitatea de ardere a cocsului uscat a fost de 0,793 t/m³ · zi față de perioada B cînd îmbunătățirea permeabilității coloanei a permis creșterea debitului de aer și a intensității de ardere la 0,950 t/m³ · zi, ducînd astfel la o creștere substanțială a producției zilnice.

Reducerea cantității de mărunt din aglomerat de la 37,7 la 27,5%, sau cu 220 kg/t, în perioada B, a permis în plus să se reducă cantitatea de praf antrenat în gazul de furnal, de la 64 kg/t, în perioada A, la 36,5 kg/t, în perioada B, adică cu 33%, mai puțin, iar media tasărilor zilnice să scadă de la 5,6 la 1,4, adică cu 75%.

În figurile 1, *a* și *b* s-au reprezentat diagramele de repartizare a CO_2 pe raza cuvei furnalului în perioada A, respectiv B.

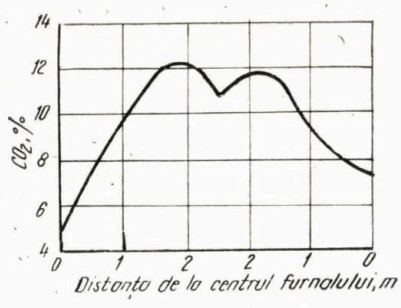
În ambele perioade schema de încărcare a fost KMMK, care s-a dovedit, în urma experiențelor efectuate, a fi cea mai corespunzătoare pentru furnalul respectiv.

Din figura 1 se observă că în ambele perioade a fost favorizată circulația periferică a gazelor, deoarece altfel, în condițiile încărcării cu minereul înainte, a unui aglomerat cu măruntul atît de ridicat, periferia s-ar bloca, favorizînd apariția lipiturilor în cuva furnalului.

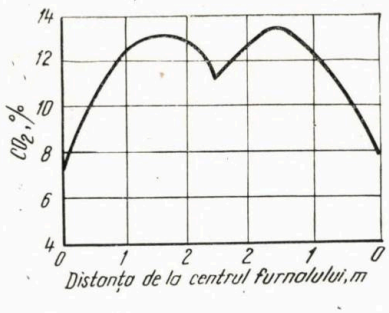
De asemenea, se vede că în prima perioadă (fig. 1, *a*) centrul furnalului a fost aproape blocat de măruntul încărcăturii, existînd

numai o mică zonă pe axul acestuia cu permeabilitate mai mare. Repartizarea CO_2 este necorespunzătoare, fiind caracteristică funcționării cu canale preferențiale pentru circulația gazelor.

Interesant este faptul că în perioada B (fig. 1, *b*) pe toată secțiunea cuvei și în special la periferie și în zonele de mijloc, conținutul



a



b

Fig. 1

de CO_2 a crescut, pe lîngă faptul că se observă și o ameliorare a repartizării acestuia, deoarece diferența între CO_2 de la periferie și centru este de 3,8%, față de perioada A cînd această diferență a fost de 6,06%. Toate acestea arată că în perioada B energia chimică a gazului a fost folosită mai eficient, contribuind astfel la reducerea consumului specific de cocs.

După datele practice centralizate în tabela 1 consumul specific de cocs a fost redus cu 5%, iar indicele de utilizare a volumului util a crescut de la 1,12 la 1,43 t/m³·zi.

O pondere importantă la aceste rezultate a avut-o și creșterea conținutului de fier în încărcătură, în perioada B, cu 2%. Un calcul sumar privind efectul tehnico-economic al reducerii măruntului din aglomerat arată că: prin reducerea cantității de praf volant, a deranjamentelor în funcționare și prin creșterea intensității de ardere în limitele optime ale acesteia, se obține un plus de producție de aproximativ 35—40 mii t fontă pe an.

Pe lîngă aceasta, la consumul specific de cocs s-ar obține, la întreaga producție a secției, o economie de peste 8 mil. lei.

În cazul reducerii în măsură mai mare a măruntului din aglomerat desigur că efectul economic ar fi mult mai substanțial.

Prelucrarea statistico-matematică a parametrilor de funcționare a furnalului a confirmat rezultatele obținute după datele practice și a permis să se stabilească influența pe care o are conținutul de mărunt din aglomerat asupra unor indicatori tehnico-economici. S-a considerat necesar să se facă analiza corelației dintre conținutul de mărunt (0—5 mm), considerat ca variabilă independentă (x), și indicele de utilizare a volumului util (y), consumul specific de cocs corectat (z) și debitul de aer insuflat, în Nm³/min, (u), considerate ca variabile dependente. Corectarea consumului specific de cocs efectiv s-a făcut în funcție de scoaterea de fontă din încărcătura totală, de consumul de CH_4 și de conținutul de siliciu din fon-

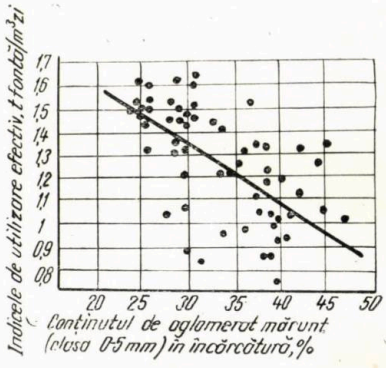


Fig. 2

tă, considerîndu-se perioada A drept perioadă de referință și grupîndu-se la un loc indicatorii respectivi pentru ambele perioade(61 zile).

Înainte de a trece la analiza rezultatelor obținute trebuie precizat că legăturile liniare stabilite, precum și ecuațiile dreptei de regresie nu pot fi extrapolate în afara domeniilor pentru care au fost determinate și s-ar putea ca la alte furnale și în alte condiții să nu dea aceleași rezultate.

Dreapta de regresie care aproximează variația indicelui de utilizare a volumului util în funcție de conținutul de mărunt din aglomerat este reprezentată în figura 2 și are ecuația $y = -0{,}0241\,x + 2{,}064$.

Din figura 2 rezultă că, la o scădere a conținutului de mărunt cu 10% (așa cum a fost determinată și practic în cele două perioade), indicele de utilizare crește cu 22%, rezultat foarte apropiat de datele practice.

Creșterea indicelui de utilizare a fost influențată în plus și de scoaterea de fontă din încărcătura totală, care pe o perioadă de 31 zile (perioada B) a fost mai mare cu 2%.

Variația consumului specific de cocs cu conținutul de mărunt din aglomerat este arătată în figura 3. Pentru a se putea obține rezultate cît mai apropiate de cele practice s-a echivalat consumul specific de cocs pentru ambele perioade.

Ecuația dreptei de regresie care aproximează această legătură liniară este: $z = 2{,}536\,x + 618$.

Din figura 3 se poate determina că, la o reducere a conținutului de mărunt (clasa 0—5 mm) cu 10%, se obține o economie de cocs de 3,4%, rezultat confirmat și de alți

cercetători [1], [3] și de practica exploatării furnalului în perioadele analizate.

Prin echivalarea consumului specific de cocs din perioada B cu condițiile perioadei A se observă (tabela 1) că, prin reducerea fracției pînă la 5 mm de la 37,7 la 27,5%, se obține o economie de 14,6 kg cocs tehnic/tona de fontă.

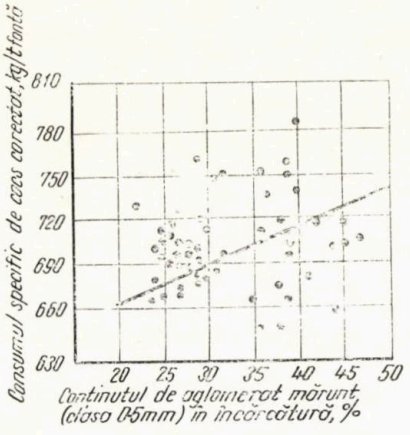


Fig. 3

Rezultatele practice obținute în cele două perioade analizate au permis să se tragă concluzia că, prin reducerea măruntului din aglomerat, permeabilitatea coloanei de material a crescut, fapt care a permis să se mărească și debitul de aer insuflat, intensitatea de ardere și, în final, să crească productivitatea.

Această concluzie a fost confirmată și statistico-matematic, fiind redată de dreapta de regresie cu ecuația $u = -20{,}53\ x + 2043{,}11$, reprezentată în figura 4.

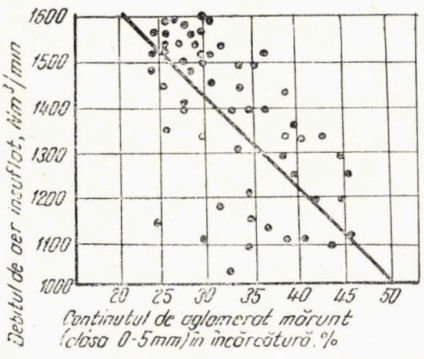


Fig. 4

Din figura 4 se observă că prin reducerea conținutului de mărunt din aglomerat clasa pînă la 5 mm cu 10%, în condițiile specifice C. S. R. și celor două perioade comparate, se obține o creștere a debitului de aer cu 23,8%.

Desigur că acest lucru nu se poate extinde, deoarece funcționarea furnalului la o intensitate de ardere peste cea optimă ar fi neeconomică din punct de vedere al consumului specific de cocs. Mărirea debitului de aer poate fi atribuită parțial (pînă la 8—10%) și creșterii presiunii la gura furnalului de la 0,52 ats, în perioada A, la 0,634 ats, în perioada B.

Concluzii. Reducerea fracției sub 5 mm din aglomeratul autofondant încărcat într-un furnal de la C. S. R. de la 37,7 la 27,5% a permis să se tragă concluzii foarte importante asupra funcționării furnalului respectiv, după cum urmează:

— Intensitatea de ardere a cocsului a crescut cu 19,5%.

— Consumul specific de cocs echivalent (corectat) a fost redus cu 14,6 kg/t fontă, iar indicele de utilizare a volumului util a crescut de la 1,12 la 1,43 t fontă/m³·zi.

Cantitatea de praf antrenat în gazul de furnal a fost redusă cu 33%, iar numărul de tasări a fost mai mic cu 75%.

Dacă adoptarea ciuruirii la nivelul schipurilor nu va fi economică, atunci se impune îmbunătățirea treptei a doua de ciuruire la fabrica de aglomerare, eliminarea unor căderi prea mari ale aglomeratului și eliminarea factorilor tehnologici care reduc rezistența aglomeratului.

În acest caz însă și efectul economic al operației respective pentru funcționarea furnalului ar fi mai redus decît în cazul îndepărtării avansate a măruntului.

Rezultatele obținute practic în exploatarea furnalelor au fost confirmate și de prelucrarea statistico-matematică a parametrilor de funcționare.

SUR LA NÉCESSITÉ DU CRIBLAJE DE L'AGGLOMÉRAT AUTOFONDANT AU COMBINAT SIDÉRURGIQUE DE REȘIȚA

On démontre, en comparant deux périodes de fonctionnement d'un haut fourneau du Combinat sidérurgique de Reșița, l'influence qu'a la quantité de matériaux menus sur le fonctionnement du haut fourneau et sur les indices techniques et économiques. On précise avec une certaine approximation le lieu où l'on doit placer l'installation qui sert à cribler l'aggloméra.

NECESITY OF SELFSMELTING AGGLOMERATE SCREENING IN STEEL PLANT REȘIȚA

Comparing two operating periods of a blast furnace in Steel Plant Reșița, the paper emphasizes the influence of fine-grain amount on blast furnace working and on technical and economic indexes. Approximate emplacement of agglomerate screening equipment is indicated.

BIBLIOGRAFIE

[1] Rausch H. și Seidel H. *Entwickungsrichtungen bei der Slückigmichung von Möllerstoffen für Schachtofenbetrieb.* Neue Hütte, nr. 11, 1966, p. 647—657.

[2] Trekalo S.K. ș.a. *Despre folosirea în furnal a aglomeratului sortat după granulație.* Oțelul, nr. 4, 1959, p. 22—26.

[3] Fofanov A.A. ș.a. *Elaborarea fontei în furnale cu încărcătură din care s-a îndepărtat parțial materialul mărunt înainte de introducerea în furnal.* Stal, nr. 9, 1962, p. 783—785.

[4] Knotec M., Vojta R. și Sefc I. *Metode statistico-matematice pentru analiza proceselor siderurgice.* București, I.D.T., 1964.

Despre reglarea turaţiilor motoarelor acţionării principale la o linie continuă de laminare

Ing. C. CATRINOIU
Combinatul siderurgic — Hunedoara

CZ 621.771 : 621.313.13

Pentru obţinerea unor productivităţi sporite la laminare, s-a introdus şi în ţara noastră un nou procedeu de laminare — laminarea continuă.

Pentru ca procesul de laminare în acest sistem să decurgă normal, este absolut necesar ca turaţiile motoarelor de acţionare să fie bine reglate.

În cazul laminoarelor continue de semifabricate, calculul greşit sau fixarea greşită a turaţiilor motoarelor acţionării principale duce la staţionări şi defecţiuni în exploatare.

Mersul discontinuu al unui laminor de semifabricate duce la greutăţi şi în ceea ce priveşte calitatea producţiei, deoarece fracţionîndu-se şarjele pe mai multe secţiuni şi lungimi, pot fi urmărite destul de greu, ajungîndu-se în multe cazuri chiar la amestecuri.

Pentru motivele enumerate mai sus se consideră utilă cunoaşterea metodelor de calcul al turaţiei motoarelor acţionărilor principale de către inginerii şi maiştrii care coordonează tehnologic un asemenea laminor [1], [2], [3].

La laminorul continuu de semifabricate de la Combinatul siderurgic — Hunedoara se lucrează cu o calibrare romb-pătrat (fig. 1). Pentru calculul diametrelor de lucru se folosesc relaţiile următoare :

$D_e = D_n - \frac{4}{3} A$, pentru calibrele rombice, unde D_n şi A se iau după indicaţiile din figura 2 ;

$D_e = D_i - 0{,}677\ A$, pentru calibrele pătrate, unde D_i şi A se iau după indicaţiile din figura 3.

Pe linia de semifabricate (cazul trenului I de la C. S. H.) s-a constatat că valorile avansurilor şi ale diferenţei lor de la o cajă la alta sînt relativ mici, fapt care a îndreptăţit pe practicienii laminorişti să adopte sistemul de calcul simplificat al turaţiei motoarelor acţionărilor principale, fără să ţină seamă de avansuri.

Rezultatele acestor calcule sînt apropiate de realitate, astfel că după două—trei blumuri se pot ajusta turaţiile motoarelor, pentru a se ajunge la cele corespunzătoare cerinţelor.

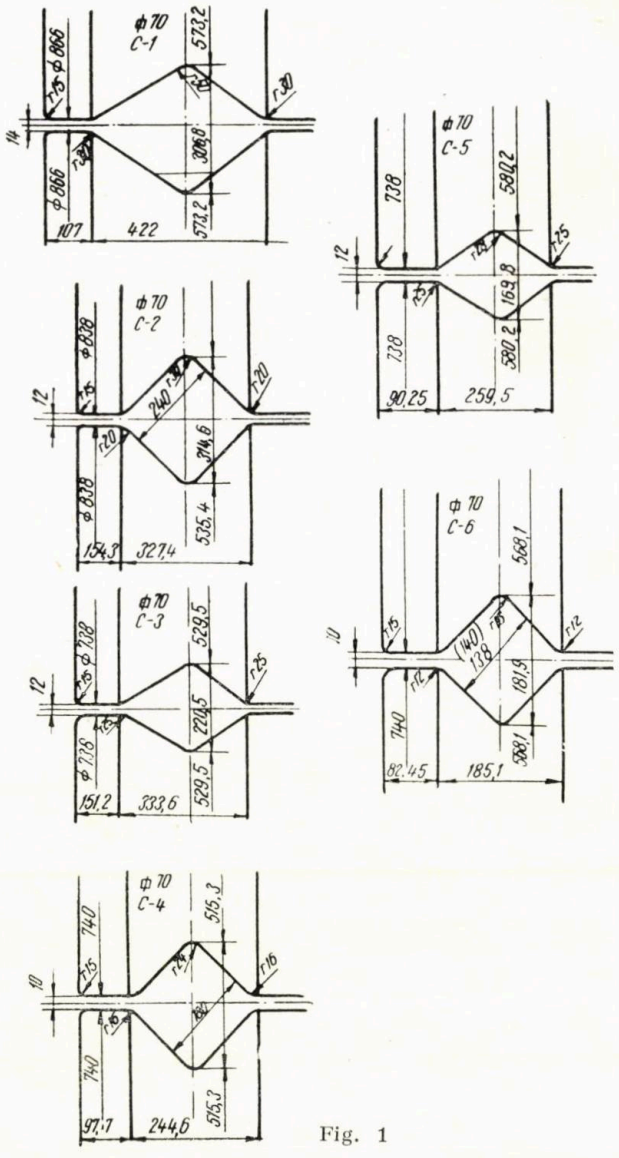


Fig. 1

În exploatarea laminoarelor continue, pentru o mai mare operativitate în lucru atunci cînd se schimbă numai cilindrii uzați de la una sau două caje cu alții restrunjiți turația

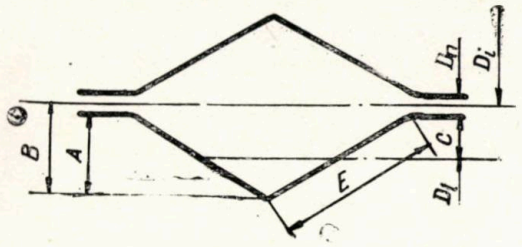


Fig. 2

motorului de antrenare la caja respectivă se calculează în felul următor:

Viteza periferică înainte și după schimbarea cilindrilor trebuie să se mențină constantă, pentru că turațiile celorlalte motoare rămîn la valorile vechi.

În cazul cajei nr. 6 viteza periferică a cilindrului înainte de schimbare V_{in6} și viteza periferică a cilindrului după schimbare V_6 se calculează cu formulele:

$$V_{in6} = \frac{\pi \cdot D_{l_{in}} \cdot n_{m_{6in}}}{60 \cdot i_6};$$

$$V_6 = \frac{\pi \cdot D_{l_{str}} \cdot n_{m_6}}{60 \cdot i_6},$$

în care:

$n_{m_{6in}}$ este turația motorului cajei nr. 6 cu care s-a lucrat cînd erau ceilalți cilindri — înainte de schimbare;

n_{m_6} — turația motorului cajei nr. 6 după schimbarea cilindrilor;

$D_{l_{in}}$ — diametrul de lucru al cilindrilor demontați;

$D_{l_{str}}$ — diametrul de lucru al cilindrilor noi montați în cajă.

Deoarece $V_{in6} = V_6$, rezultă:

$$n_{m_6} = n_{m_{6in}} \cdot \frac{D_{l_{in}}}{D_{l_{str}}}.$$

Reglarea liniei continue de laminare. Valorile obținute din calcule pentru turația motoarelor de antrenare (executate simplificat sau după proiect) sînt fixate în postul de comandă, iar cilindrii de lucru se reglează la valorile prescrise prin calibrare.

Întotdeauna, la primele blumuri laminate se efectuează ajustarea reglajului turațiilor în felul următor:

Cum intră blumul în caja nr. 1, se pune în funcțiune dispozitivul de înregistrare rapidă a intensității curentului electric preluat de fiecare motor, se așază una lîngă alta cele șase diagrame înregistrate ca în figurile 4, 5 și 6 și se analizează dacă există undeva întindere sau buclare.

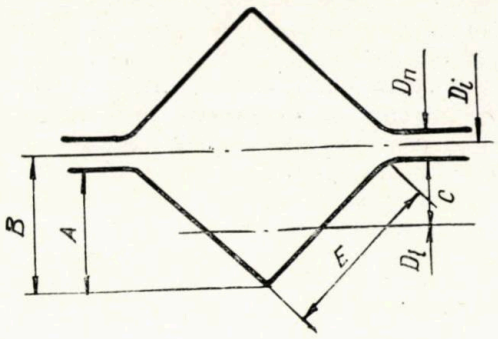


Fig. 3

În cazul mersului perfect al liniei, fără întinderi sau buclări, laminatul ieșind drept și la dimensiunea respectivă, diagramele intensităților preluate de fiecare motor sînt paralele între ele și perpendiculare pe abscisă (fig 4).

Cînd mersul liniei de laminare este bun, atunci intensitatea curentului fiecărei caje este constantă, observîndu-se o mică deformare în diagrama fiecărei caje numai în mo-

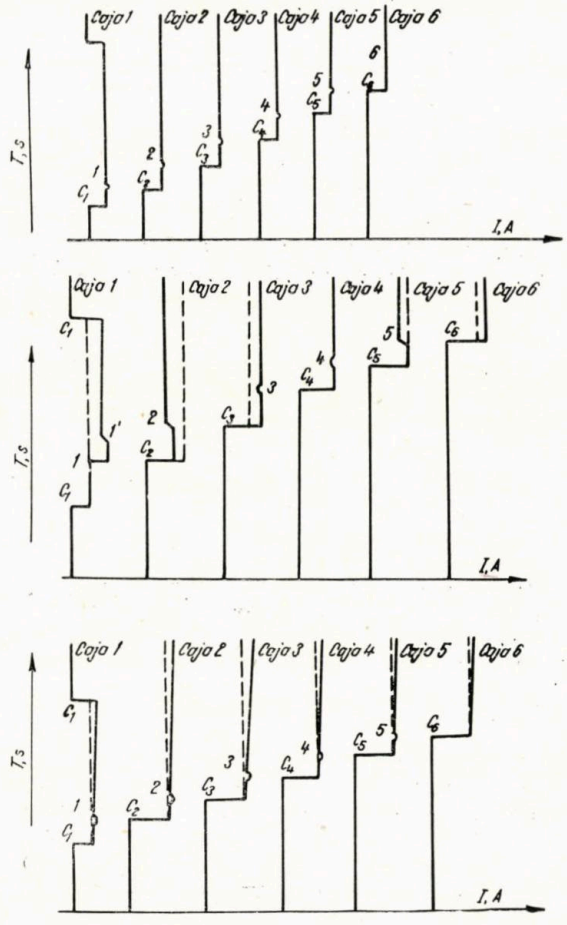


Fig. 4, 5 și 6

mentul cînd laminatul este prins de caja din aval.

Cu cît materialul este mai uniform încălzit pe secţiune şi lungime, cu atît curba de variaţie a intensităţii este mai regulată. În cazul cînd capătul posterior al blumului este mai rece, se observă în diagrame că intensitatea preluată de fiecare motor creşte. Intensitatea este variabilă pe fiecare motor, în funcţie de valoarea presiunilor absolute aplicate, precum şi de mărimea secţiunii.

În diagramele din figurile 4, 5 şi 6 s-a luat situaţia cînd bara se afla în toate cele şase caje.

Punctele $C_1 - C_6$ reprezintă momentul prinderii barei de către cilindrii cajelor 1—6.

Punctele 1—5 reprezintă momentele prinderii laminatului între cilindrii primei caje în aval, după cum urmează: *1* — cînd prinde caja 2; *2* — cînd prinde caja 3 etc.

Mersul deranjat al trenului de laminare se vede în figura 5.

Din diagrama de intensitate a cajei nr. 1, judecată împreună cu diagramele celorlalte caje, se observă că, în momentul în care laminatul este prins de caja nr. 2, intensitatea preluată de motorul cajei nr. 1 creşte. Aceasta înseamnă că turaţia cajei nr. 2 este prea mică, sau a cajei nr. 1, prea mare şi laminatul este împins în caja nr. 2.

Distanţa dintre cele două caje fiind destul de mică şi secţiunea materialului mare, efectul de împingere nu poate duce la buclare. În felul acesta este ajutat motorul cajei nr. 2.

Pe diagrama cajei nr. 3 se observă întindere, care ajută motorul cajei nr. 2, în sensul că scade intensitatea preluată de acesta, mai mult în momentul cînd prinde caja nr. 3. Acelaşi lucru se observă şi la motorul cajei nr. 1.

Efectul întinderii rezultate între cajele nr. 2 şi 3 se manifestă ca buclare între cajele nr. 3 şi 4, deoarece aici secţiunea este mai mică şi distanţa dintre caje, mult mai mare.

Între cajele nr. 5 şi 6 apare întindere.

În figura 6 este prezentat cazul laminării unui blum încălzit neuniform pe lungime, fapt ilustrat prin creşterea intensităţii curentului preluat de fiecare motor pe măsură ce blumul înaintează.

Această creşterea a intensităţii curentului se datorează numai creşterii efortului necesar deformării plastice.

După cum reiese din cele arătate şi din confirmările practicii uzinale, dificultatea esenţială a reglării tehnologice pentru un laminor continuu constă în determinarea corectă a următorilor parametri: *a* — valoarea avansului; *b* — diametrul de lucru; *c* — valoarea lăţirii; *d* — temperatura metalului, precum şi în menţinerea constantă a parametrilor *a*, *c* şi *d*.

După fiecare restrunjire a garniturilor de cilindri trebuie recalculat diametrul de lucru, după cum s-a arătat anterior.

Temperatura semifabricatului priză trebuie să fie de peste 1 100 °C, cînd intră în prima cajă, pentru că, altfel, lăţirea este mai mare decît cea luată în calcul şi nu se poate trage o concluzie bună în privinţa reglajului tehnologic.

Este necesar ca semifabricatele laminate pe o linie continuă să fie încălzite uniform pe secţiune şi lungime, pentru că, în caz contrar, toţi parametrii menţionaţi mai sus se modifică, în afară de diametrul de lucru, iar laminatul finit iese necorespunzător — împăturit, torsionat, cu dimensiunile secţiunii necorespunzătoare.

SUR LE RÉGLAGE DU NOMBRE DES TOURS DE L'ENTRAÎNEMENT PRINCIPAL POUR UNE LIGNE CONTINUE DE LAMINAGE

On expose les méthodes, pratiques et rapides, pour calculer le nombre des tours des moteurs de l'entraînement principal qui fonctionne dans le cadre du laminoir continu de demiproduits installé dans le Combinat sidérurgique de Hunedoara. Ces méthodes ont pour but de diminuer les temps non productifs, les déchets sous forme de sections non terminées et les laminés qui n'ont pas les dimensions requises.

On donne les relations mathématiques pour déterminer le nombre des tours selon le réglage initial et ensuite selon le réglage corrigé, d'après les constatations faites sur place sur les laminés (lorsque le produit sort tordu ou avec une section imparfaite).

Pour aider les praticiens qui travaillent avec les laminoirs continus de demiproduits, on établit comparativement les diagrammes de chargement des moteurs d'entraînement quand le bloom se trouve en même temps dans 4—5 cages, d'où l'on peut voir si le laminage est exécuté avec des extensions ou avec des boucles et si les sauts sont réglés selon le schéma de laminage.

MAIN DRIVE SPEED SETTING IN A CONTINUOUS ROLLING LINE

The paper presents practical and operative methods of speed reckoning for main drive motors utilized in Steel Plant Hunedoara at the continuous pellet-mill, in view to reduce time losses, waste amount (inadequate lengh) and dimensionally inadequate rolled goods.

Further, relationships for speed estimation are layed out, at initial and adjusted setting stage, according to practical — directly on rolled product — ascertained data (if the former is torsioned or of inadequate size).

In view to lend assistance to continuous pellet-mill workers, comparative load diagrams for the drive motors are drawn, with the bloom simultaneously in 4 or 5 stands, endeavouring to establish if rolling takes place with elongations or loops and if the jumps correspond to the rolling schedule.

BIBLIOGRAFIE

[1] Mihăescu C. şi Sîrbulescu B. *Utilajul şi tehnologia laminării*. Bucureşti, Editura tehnică.

[2] *** *Proiectele tehnologice de execuţie a laminoarelor continue de la Hunedoara, executate de firma Simag (R.F.G.)*.

[3] Adrian M., Florea N. şi Fischgold R. *Laminarea oţelului*. Bucureşti, Editura tehnică, 1960.

Oţeluri de cementare aliate cu bor

Dr. ing. N. DRĂGAN, ing. Al. MORŢUN, ing. MINODORA IACOB
şi ing. STELA ALEXANDRESCU
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 669.15'781-194

După cum este cunoscut, adaosurile în cantităţi foarte mici de bor (0,0005—0,005%) în compoziţia oţelurilor determină o creştere sensibilă a călibilităţii acestora, ceea ce permite, pe de o parte, creerea unor mărci noi de oţeluri aliate cu bor avînd proprietăţi superioare de rezistenţă sau, pe de altă parte, înlocuirea parţială în compoziţia mărcilor existente, prin bor, a unor elemente deficitare ca, de exemplu, nichelul şi molibdenul, fără a diminua valorile caracteristicilor de rezistenţă. Datorită acestor avantaje, precum şi datorită faptului că alierea cu bor nu provoacă dificultăţi deosebite proceselor de elaborare, laminare şi tratament termic, iar în ceea ce priveşte prelucrarea mecanică prin aşchiere permite chiar o creştere a vitezei de prelucrare cu circa 20—30% [1], oţelurile cu bor au găsit o aplicare industrială destul de largă atît în domeniul construcţiei de maşini (îndeosebi în construcţia de autocamioane şi tractoare), cît şi în domeniul construcţiilor metalice sudate şi al instalaţiilor cu funcţionare la temperaturi înalte. Aplicarea, cu rezultate bune, în industria americană, a oţelurilor de cementare aliate cu bor [2] a determinat cercetarea şi recomandarea acestora şi de către o serie de cercetători europeni [3], [7].

Cu toate acestea, extinderea oţelurilor de cementare aliate cu bor a fost limitată de influenţa negativă exercitată de bor asupra susceptibilităţii oţelurilor faţă de fragilitatea la revenire şi asupra tendinţei la supraîncălzire, precum şi asupra rezilienţei pieselor cu dimensiuni mari. Nu s-a elucidat încă măsura în care borul influenţează asupra acestor fenomene şi dacă aceste influenţe negative exclud sau limitează aplicarea oţelurilor cu bor.

În ceea ce priveşte influenţa borului asupra transformărilor structurale şi asupra proprietăţilor mecanice ale oţelurilor carbon care nu conţin alte elemente de aliere, în literatura de specialitate se găsesc extrem de puţine date, şi acestea contradictorii, pentru a se putea ajunge la o concluzie asupra utilităţii folosirii acestei categorii de oţeluri. Astfel, în lucrarea [3] s-a constatat o creştere a capacităţii de călire prin adăugarea unei cantităţi de 0,0025% B, într-un oţel carbon cu 1,5% Mn şi 1,42% Si, pe cînd în lucrarea [4], studiindu-se un oţel carbon cu un conţinut de bor solubil, de 0,0012%, se afirmă că adăugarea numai a borului într-un oţel care nu mai conţine şi alte elemente de aliere nu determină o modificare a călibilităţii faţă de călibilitatea oţelului de referinţă.

În lumina celor prezentate mai sus, s-a considerat necesară efectuarea unor cercetări pe oţeluri carbon aliate numai cu bor, în vederea studierii influenţei borului în absenţa efectelor suplimentare datorate altor elemente de aliere, efecte care uneori sînt mai puternice decît efectul borului şi maschează influenţa acestuia. În acelaşi timp s-a cercetat şi comportarea unor oţeluri aliate cu bor şi cu adaosuri mici de alte elemente de aliere, adaosuri de ordinul cantităţilor care sînt aduse uneori în compoziţia şarjelor datorită prezenţei lor în încărcătura de fier vechi.

Materialul şi metoda de cercetare. Cercetările au fost efectuate pe oţeluri a căror compoziţie chimică şi puncte critice sînt prezentate în tabela 1. Şarjele au fost elaborate într-un

Tabela 1

Simbolul şarjei	Compoziţia chimică, %							Puncte critice, °C			
	C	Mn	Si	Cr	Mo	Ti	B	Ac_1	Ac_3	Ar_3	Ar_1
I	0,17	0,61	0,18	—	—	—	—	718	848	800	659
J	0,18	0,66	0,34	—	—	0,013	0,0028	723	872	782	658
R	0,18	0,73	0,25	0,38	—	0,05	0,0025	726	853	776	666
L	0,18	0,73	0,35	—	0,17	0,06	0,0025	727	865	786	652
M	0,16	0,68	0,27	0,32	0,17	0,04	0,0025	721	873	788	648
N	0,17	0,63	0,22	0,44	0,38	—	—	723	845	797	657

cuptor cu inducție, cu o capacitate de 50 kg. Borul a fost introdus în cuptor sub formă de ferobor, cu 16% B, în oțelul dezoxidat și denitrurat în prealabil cu aluminiu și titan. Lingourile, cu dimensiunile de 75 × 75 mm, obținute din aceste șarje, au fost forjate în bare cu diametrul cuprins între 12 și 35 mm, în funcție de natura investigațiilor propuse spre efectuare. Domeniul temperaturilor de forjare a fost cuprins între 1 050 și 850°C, iar forjarea s-a efectuat după regimul uzual al oțelurilor slab aliate și nu a provocat nici o dificultate. După forjare barele au fost supuse unei normalizări la temperatura de 900°C, cu menținerea la această temperatură timp de 1 h.

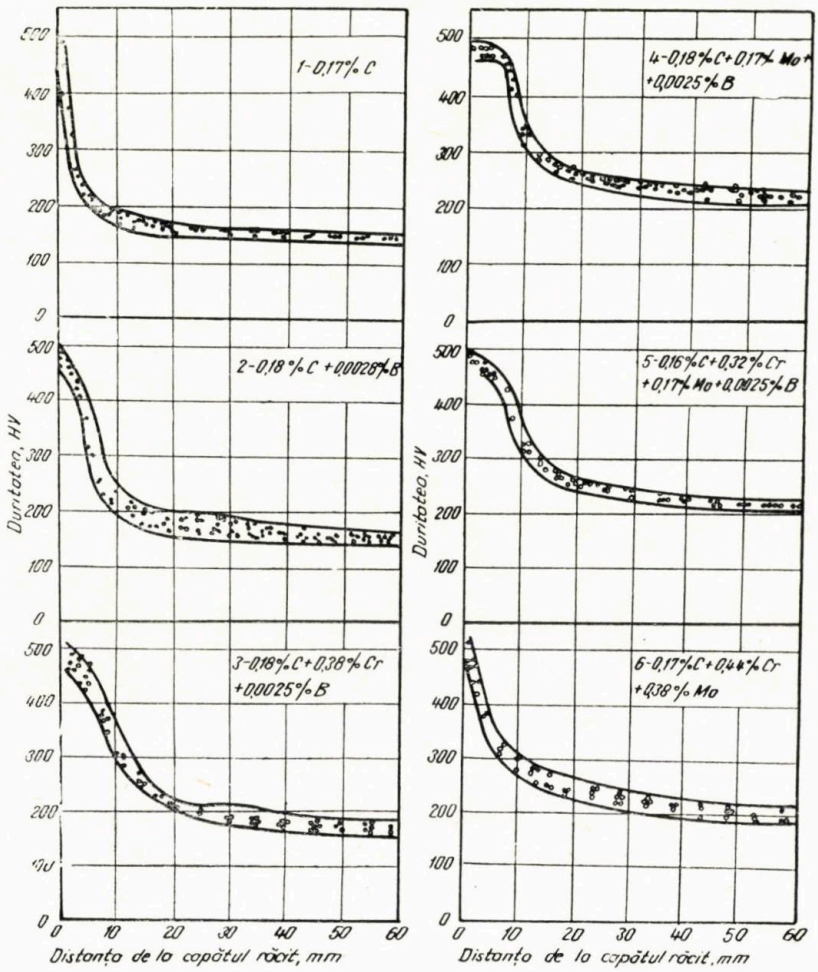


Fig. 1

Călibilitatea oțelurilor studiate s-a determinat prin metoda călirii frontale, conform STAS 4930—66, temperatura de austenitizare alegîndu-se cu circa 30°C mai ridicată decît temperatura punctului Ac_3 al oțelului respectiv. Pentru fiecare tip de oțel au fost încercate cîte trei probe, duritatea măsurîndu-se pe ambele fețe ale fiecărei probe.

Determinarea influenței borului asupra comportării grăuntelui austenitic la încălzire s-a efectuat pe cale statistică, prin măsurarea la microscop a dimensiunilor a 200—400 grăunți din fiecare probă de oțel încălzită timp de 8 h la temperaturile de 900, 950, 1 000 și 1 050°C. Punerea în evidență a mărimii grăuntelui austenitic s-a realizat prin metoda cementării. Aceste determinări au fost completate cu studii privind cinetica creșterii grăuntelui austenitic în funcție de condițiile de austenitizare, efectuate la un microscop pentru temperaturi înalte, de tip Reichert.

Proprietățile mecanice ale oțelurilor au fost determinate pe epruvete de tracțiune cu $d_0 = 8$ mm și pe epruvete de reziliență de 5 × 10 × 55 mm, în stare călită și revenite timp de 2 h la temperaturile de 175, 200 și 250°C. Alegerea unor epruvete cu dimensiuni atît de mici s-a făcut cu scopul de a avea posibilitatea comparării proprietăților mecanice obținute în urma călirii pătrunse în cazul tuturor oțelurilor, astfel încît influența adaosului de bor sau a celorlalte elemente de aliere să nu fie mascată de alți factori.

Paralel cu determinarea influenței borului asupra rezilienței au fost întreprinse și cercetări privind influența borului asupra fragilității ireversibile de revenire. Pentru determinarea susceptibilității la fragilitatea ireversibilă de revenire, epruvetele de reziliență au fost supuse austenitizării la temperaturile de 880°C (oțelurile I și N) și 900°C (oțelurile J și M), timp de 30 min, călite în apă și revenite apoi timp de 2 h la temperaturile de 240, 280, 320 și 360°C, cu răcire în cuptor după revenire. Încercările de reziliență s-au efectuat la temperaturile de + 20°C și —40°C.

Analiza rezultatelor obținute. Benzile de călibilitate ale oțelurilor studiate, obținute în condițiile descrise mai sus, sînt prezentate în figura 1, iar curbele de călibilitate, prezentate grupat, sînt redate în figura 2. Cu ajutorul curbelor de călibilitate au fost calculate distanțele de la capătul răcit pînă la zona semimartensitică (b), adoptîndu-se, pentru duritatea zonei semimartensitice, valoarea de 330 HV. Cu aceste date au fost determinate, în continuare, diametrele critice la călirea în apă (Dc_a) și în ulei (Dc_u) — conform metodologiei indicate în STAS 4930—66 —, iar cu ajutorul nomo-

gramei prezentate în lucrarea [8] au fost determinate vitezele critice de călire pentru obținerea unei structuri semimartensitice (V_{cr}). Rezultatele acestor determinări sînt prezentate în tabela 2.

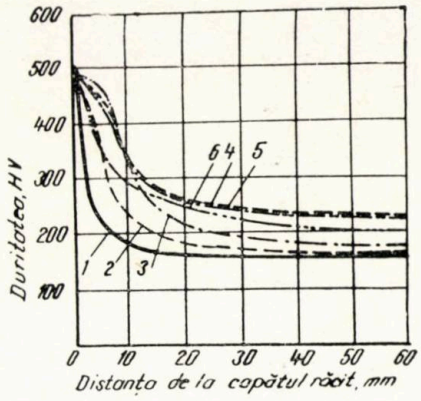


Fig. 2

Principala concluzie care se desprinde din analizarea datelor prezentate în figurile 1 și 2 și în tabela 2 este aceea că borul, chiar și neînsoțit de alte elemente de aliere, influențează în mod evident adîncimea de pătrundere la călire a oțelurilor carbon, determinînd o creștere a acesteia de peste două ori. Ca o consecință a unui adaos în compoziția oțelului carbon de circa 0,003% B, viteza critică de călire scade de la 500 la 165°C/s, iar distanța de la capătul răcit pînă la zona semimartensitică și, implicit, diametrele critice la călirea în apă sau în ulei se măresc într-o măsură importantă.

Tabela 2

Simbolul și tipul de oțel	b, mm	Dc_a, mm	D_{cu}, mm	V_{cr} °C/s
I (0,17% C)	2,5	15	9	500
J (0,18% C+B)	6	29	18	165
K (0,18% C+Cr+B)	9,5	43	28	100
L (0,18% C+Mo+B)	10	45	30	97
M (0,16% C+Cr+Mo+B)	10	45	30	97
N (0,17% C+Cr+Mo)	7	31	19	145

Rezultatele obținute, confirmate și în cazul unor oțeluri cu circa 0,4%C, demonstrează influența evidentă a borului asupra călibilității oțelului, chiar și în condițiile absenței din compoziția acestuia a altor elemente de aliere și infirmă părerea exprimată de unii cercetători [4], că borul neînsoțit și de alte elemente de aliere nu ar manifesta nici o influență asupra călibilității.

În ceea ce privește adaosurile mici de elemente de aliere în compoziția oțelurilor carbon cu bor, acestea determină o creștere suplimentară a călibilității, astfel că diametrul critic de călire a oțelurilor care pe lîngă bor mai conțin și adaosuri mici de crom sau molibden este de circa trei ori mai mare decît diametrul critic de călire al oțelului carbon de referință și, în același timp, sensibil mai mare decît diametrul critic al oțelului cu un conținut mai ridicat în crom și molibden, dar fără bor. Acest fapt deschide perspective interesante

Tabela 3

Simbol șarjă	Temperatura de austenitizare, °C	Marcaj probă	Mărimea medie a grăuntelui austenitic		
			Diametrul, mm	Diametrul, mm	Suprafața grăuntelui $mm^2 10^{-3}$
I	900	a	28	0,028	0,615
	950	b	54	0,054	2,289
	1 000	c	69	0,069	3,673
	1 050	d	87	0,087	5,942
J	900	a	65	0,065	3,317
	950	b	73	0,073	4,215
	1 000	c	100	0,100	7,850
	1 050	d	116	0,116	10,563
M	900	a	23	0,023	0,415
	950	b	40	0,040	1,256
	1 000	c	75	0,075	4,415
	1 050	d	113	0,113	10,024
N	900	a	20	0,020	0,314
	950	b	60	0,060	2,826
	1 000	d	67	0,067	3,846
	1 050	d	114	0,114	10,201

nu numai în ceea ce privește posibilitatea îmbunătățirii proprietăților de rezistență ale oțelurilor carbon prin adaosuri de bor, dar și în ceea ce privește posibilitatea înlocuirii unor oțeluri mai bogat aliate prin oțeluri carbon în care se adaugă bor și cantități mici de crom sau molibden.

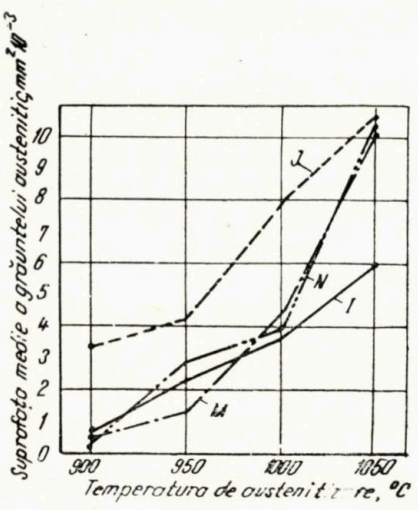
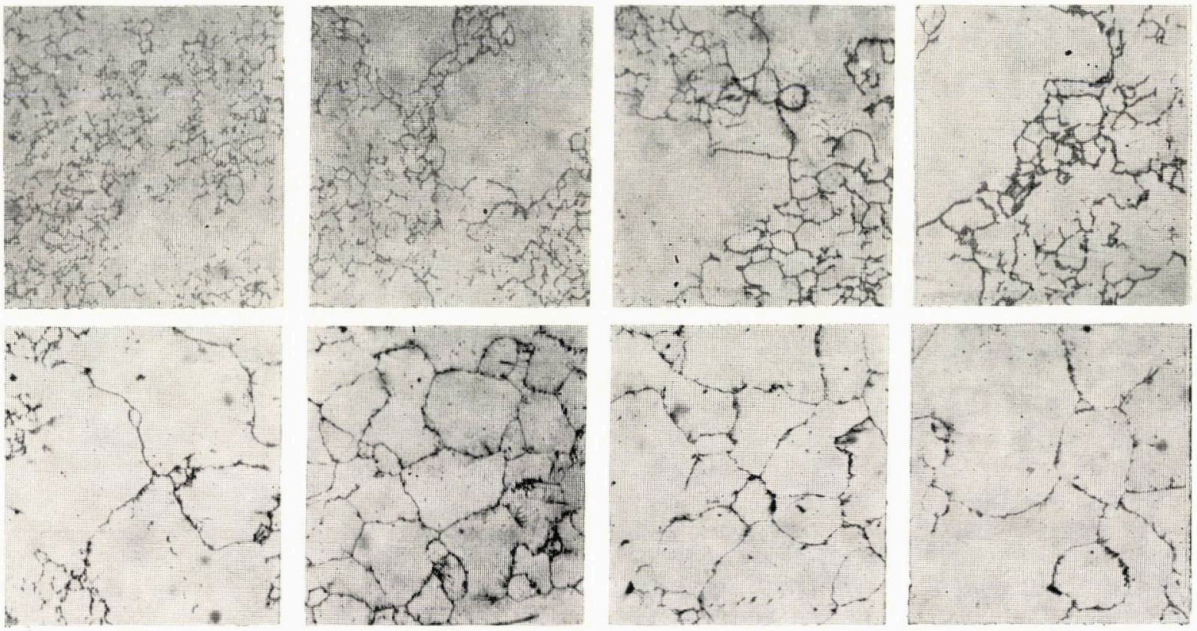


Fig. 3

Comportarea grăuntelui austenitic la încălzirea timp de 8 h la temperaturi cuprinse între 900 și 1 050°C, în funcție de compoziția chimică, a fost studiată pe oțelurile I (0,17% C),

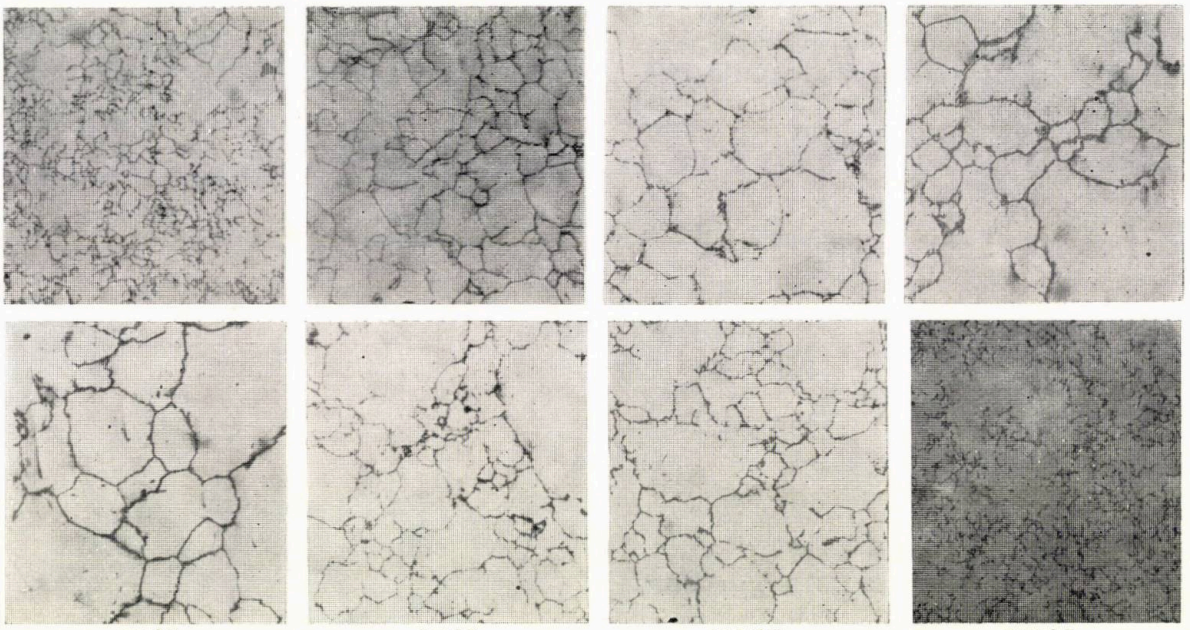
J (0,18%C + B), M (0,16% C + Cr + Mo + B) şi N (0,17 % C + Cr + Mo). Rezultatele măsurărilor efectuate pe două direcţii reciproc perpendiculare a 200—400 grăunţi din fiecare probă supusă încălzirii la diferite temperaturi

Ca o caracteristică comună a oţelurilor studiate după o încălzire timp de 8 h la 900°C este faptul că structura austenitică a acestora este foarte neuniformă. Alături de grăunţi cu diametrul de 5—10 μ (grăunţi de punctaj 8)



900°C *950°C* *1000°C* *1050°C*

Fig. 4, *a*



900°C *950°C* *1000°C* *1050°C*

Fig. 4, *b*

au permis calcularea diametrelor medii şi a suprafeţelor medii a grăunţilor, care sînt redate în tabela 3 şi în figura 3. Aspectul caracteristic al granulaţiei austenitice a fiecărui tip de oţel după fiecare temperatură de încălzire este redat în microstructurile din figurile 4, *a* şi *b*.

sînt prezenţi şi grăunţi cu diametrul de 50—80 μ, iar în cazul oţelului J (C + B), chiar şi grăunţi de 150 μ (punctaj 1). Granulaţia cea mai mare, şi în acelaşi timp cea mai neuniformă, se constată la oţelul cu carbon şi bor, în timp ce pentru celelalte oţeluri mărimea grăuntelui este aproximativ aceeaşi. Cu creşterea tempe-

raturii de austenitizare la 950°C granulația austenitică tinde să se uniformizeze, cu excepția oțelului I la care structura continuă să fie formată dintr-o cantitate mare de grăunți foarte fini și un număr limitat de grăunți mari. Din structura oțelului carbon cu bor grăunții fini aproape că dispar, iar numărul grăunților de dimensiuni mari crește considerabil, ceea ce determină ca suprafața medie a grăunților să fie de 1,5—3 ori mai mare decît în cazul celorlalte trei oțeluri. O structură necorespunzătoare, cu o tendință accentuată de creștere a unor grăunți izolați, prezintă și oțelurile I și N (oțeluri fără B). Cea mai uniformă și mai fină structură după încălzirea la 950°C o are oțelul M (oțel cu Cr, Mo și B), a cărui granulație se păstrează fără urme vizibile de supraîncălzire chiar și după încălzirea la 1 000°C. Frecvența maximă a grăunților acestui oțel după încălzirea la 1 000°C se constată pentru grăunții cu diametrul de 30—40 μ, iar anumiți grăunți mai mari, izolați, nu depășesc dimensiunea de 120 μ. La oțelurile I și N, deși frecvența maximă se înregistrează tot pentru grăunți cu diametrul de 30—40 μ, ceea ce face ca suprafața medie a grăunților din aceste oțeluri să fie mai mică decît a oțelului M, totuși structura este necorespunzătoare deoarece un anumit număr de grăunți ating dimensiuni considerabile (mai mari de 150 μ). Și la această temperatură granulația cea mai grosolană — deși relativ uniformă — continuă să o aibă oțelul cu carbon și bor.

După încălzirea la 1 050°C în structura oțelului carbon nu se produc modificări importante, structura prezentînd în continuare un pronunțat grad de neuniformitate. Grăunții cu frecvență maximă continuă să rămînă cei cu dimensiuni mici, în schimb un număr limitat de grăunți cresc la dimensiuni extrem de mari (150—200 μ). Grăunții de dimensiuni mari apar și în cazul oțelului M, ceea ce face ca suprafața medie a grăunților din acest oțel (la fel ca și a oțelului N, la care însă grăunții mari au apărut deja după încălzirea la 1 000°C) să devină aproximativ egală cu cea a grăunților din oțelul J.

Din analiza acestor date rezultă că opinia emisă de unii cercetători [9], [10], privind influența borului asupra tendinței la supraîncălzire, se dovedește a fi justă și în cazul oțelului cu 0,18% C, în care s-a introdus circa 0,003% B și fără alte adaosuri de elemente de aliere. În cazul acestui oțel granulația, deși este relativ uniformă după încălzirile la 950—1 050°C, este totuși considerabil mai mare decît a celorlalte oțeluri studiate. Acest fapt duce în mod practic la anularea perspectivelor de aplicare industrială a acestui oțel la fabricarea pieselor care urmează a fi supuse cementării, deoarece, în ciuda călibilității sale bune, creșterea intensă a grăuntelui austenitic la temperaturi relativ coborîte va provoca, pe de o parte, mărirea cantității de austenită reziduală și, pe de altă parte, mărirea grăuntelui de deformare și pericolul la fisurare la răcirea după cementare.

Introducerea simultană în compoziția oțelului, în afara borului, a unor cantități de 0,32% Cr și 0,17% Mo micșorează, în mod considerabil, tendința la supraîncălzire a oțelului cu bor în comparație cu cea a oțelurilor I și N care nu conțin bor în compoziția lor. În același timp granulația acestui oțel este destul de fină, chiar după o încălzire timp de 8 h la 950°C, și suficient de uniformă, chiar după o încălzire la 1 000°C, fiind, din aceste puncte de vedere, evident superioară granulației celorlalte două oțeluri fără bor, care prezintă o tendință clară la supraîncălzire chiar după austenitizare la 950°C.

Studiul cineticii creșterii grăuntelui austenitic, în funcție de durata de menținere, a fost efectuat în cazul de față pentru temperatura de 1 000°C, urmărindu-se variația granulației austenitice în decursul unei durate de 5 h, cu observare continuă și cu fotografierea cîmpului respectiv din oră în oră. Variația suprafeței medii a grăunților cîmpului observat a fost determinată prin metoda cercului, după formula :

$$S_m = \frac{S_c \cdot 10^6}{(0{,}67\ n + Z)\ M^2},$$

unde :

S_c este suprafața cercului trasat pe fotografie ;

n — numărul grăunților intersectați de cerc ;

Z — numărul de grăunți din interiorul cercului ;

M — mărirea la care a fost efectuată fotografierea cîmpului pe care s-a efectuat măsurarea.

Rezultatele calculelor efectuate prin această metodă sînt date în tabela 4, iar reprezentarea lor grafică este redată în figura 5. Din examinarea acestor date, precum și din observațiile microscopice directe a reieșit că granulația oțelului cu 0,17% C se schimbă foarte puțin în decursul celor 320 min de menținere la 1 000°C. Singura modificare constă în înglobarea unor grăunți fini în grăunți mari alăturați, aceștia din urmă păstrîndu-și în general neschimbate dimensiunile, ceea ce determină o mărire cu totul neînsemnată a suprafeței medii a granulației austenitice (fig. 5).

În cazul oțelurilor aliate cu bor (J, K, L și M) structura rezultată în urma încălzirii la 1 000°C conține pe lîngă grăunți mari și un număr însemnat de grăunți fini, ceea ce determină

ca suprafaţa medie a granulaţiei lor să fie mai mică decît a oţelului carbon fără bor. După primele 50—100 min de menţinere grăunţii fini sînt însă „înghiţiţi" de către grăunţii mari, ceea ce determină o creştere cu circa 50—150% a suprafeţelor medii ale grăunţilor

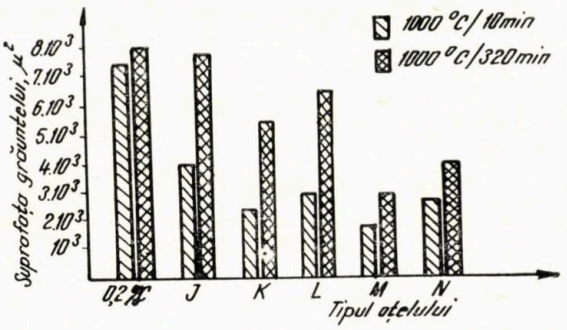


Fig. 5

acestor oţeluri. Creşterea în continuare a duratei de menţinere, de la 100 la 320 min, nu aduce modificări esenţiale în structura acestor oţeluri. O stabilitate mai mare a granulaţiei austenitice a oţelurilor cu bor se constată doar pentru oţelul L, la care se constată menţinerea unor grăunţi fini chiar şi după menţinerea de 320 min.

În cazul oţelului N (aliat doar cu Cr şi Mo) se constată o variaţie importantă a structurii austenitice atît prin deplasarea rosturilor grăunţilor mari, cît şi prin apariţia, după circa 2 h de menţinere la această temperatură, a rosturilor unor grăunţi noi, rosturi dispuse la 120° unul faţă de celălalt. Aceşti grăunţi cresc în continuare mai intens, întrucît se ştie că graniţele cu mobilitatea cea mai mare o au rosturile dispuse sub un unghi de 120°.

Rezultatele studiului asupra cineticii creşterii grăuntelui austenitic, efectuat la microscopul pentru temperaturi înalte, confirmă, de asemenea, că viteza de creştere în timp a grăuntelui austenitic este mai mare la oţelurile cu bor decît la cele fără bor. Totuşi acest fapt nu poate constitui cauza neaplicării acestor oţeluri, deoarece după cum rezultă din figura 5 granulaţia austenitică finală a acestor oţeluri nu este mai grosolană decît a oţelurilor fără bor.

Tabela 4

Simbol şarjă	Durata încălzirii, min	d, mm	s_{c_2}, mm	Z	n	s_m, μ^2
I (0,17%C)	10	80	5 024	9	15	7 565
	320			9	13	8 120
J (C+B)	10	80	5 024	26	14	4 052
	320			9	14	7 810
K (C+Cr+B)	10	80	5 024	44	23	2 420
	320			17	14	5 450
L (C+Mo+B)	10	80	5 024	55	36	1 820
	320			33	24	2 930
M (C+Cr+Mo+B)	10	80	5 024	39	15	2 938
	320			14	12	6 535
N (C+Mo+Cr)	10	80	5 024	39	20	2 742
	320			25	16	4 025

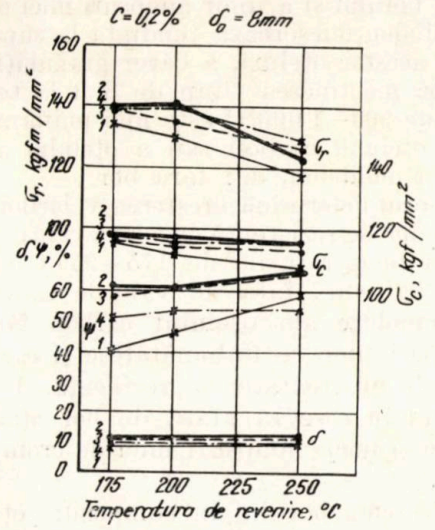
Determinarea valorilor caracteristicilor mecanice după tratamentul de călire şi revenire joasă s-a făcut pe probe din oţelurile I, J, M şi N. Rezultatele obţinute sînt prezentate în tabela 5 şi în figurile 6, *a* şi *b* (*1*—oţel carbon; *2*—C + B; *3*—C+B+Cr+Mo; *4*—C+Cr+Mo).

Compararea proprietăţilor de rezistenţă obţinute în urma tratamentului de călire şi revenire la temperaturile de 175—250°C arată că prezenţa unei cantităţi de 0,0028% B determină o creştere a valorilor rezistenţei la rupere şi a limitei de curgere, cu 5—10 kgf/mm² faţă de valorile caracteristicilor omologe ale oţelului carbon fără bor. În ceea ce priveşte limita de curgere, oţelul carbon cu bor este comparabil, la aceleaşi temperaturi de revenire, cu oţelul N (aliat cu cca. 0,45% Cr şi 0,4% Mo, dar fără bor), iar din punct de vedere al plasticităţii depăşeşte evident atît valorile obţinute pe oţelul carbon, cît şi pe cele obţinute pe oţelul aliat cu crom şi molibden. Introducerea în compoziţia oţelului cu 0,16% C şi 0,0025% B a unor adaosuri mici de crom şi molibden nu determină, aşa după cum ar fi fost de aşteptat conform rezultatelor privind îmbunătăţirea călibilităţii, o creştere a valorilor caracteristicilor de rezistenţă sau de plasticitate comparativ cu valorile respective ale oţelului carbon cu bor. Din contră, valorile obţinute în cazul oţelului aliat numai cu bor sînt mai mari decît cele obţinute la oţelul aliat cu bor, crom şi molibden, deşi diferenţele dintre ele nu depăşesc limitele erorilor de determinare a proprietăţilor respective. Absenţa unei influenţe pozitive a

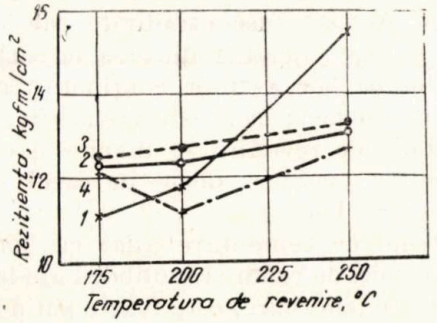
Tabela 5

Temperatura de revenire, °C	Simbol şarjă	σ_r, kgf/mm²	σ_c, kgf/mm²	δ, %	Z, %	K_{Cu}, kgfm/cm²	HB
175	I	134	116	9	406	11,1	374
	J	140	118	10,5	61	12,3	409,5
	M	139	116	10	58	12,5	418,5
	N	139	118	10	51	12,2	412
200	I	130,5	112	9	46	11,8	390
	J	141	117,5	11	61	12,4	413,5
	M	139,5	114,5	10,5	61	12,7	432,5
	N	135,5	116	10,5	53	11,2	426,5
250	I	118	107,5	10	58,5	15,5	313,5
	J	123	115,5	12,5	65,5	13,1	367
	M	126,5	113,5	11	65,5	13,3	380,5
	N	129,5	116	10	54	12,7	404

adaosurilor mici de crom şi molibden în cazul de faţă nu poate fi considerată însă ca o legitate generală, ci doar ca particularitate a celor două şarje cercetate, întrucît în cazul unor oţeluri cu circa 0,4% C autorii articolului au constatat o influenţă pozitivă asupra caracteristicilor de rezistenţă a unor adaosuri mici de crom, nichel sau molibden.



a



b

Fig. 6

În ceea ce priveşte rezilienţa oţelului cu bor, aceasta este superioară, la temperaturile de revenire de 175 şi 200°C, rezilienţei oţelului carbon, în timp ce după revenirea la temperatura de 250°C — datorită stabilităţii mai mici la revenire a oţelului carbon — acesta are o rezilienţă mai ridicată. Dacă se apreciază însă valorile rezilienţei, obţinute după revenirile uzuale ale pieselor cementate (cca. 200°C), atunci cele mai ridicate valori se obţin în cazul oţelurilor aliate cu bor, cu un plus pentru oţelul care pe lîngă bor mai conţine şi o cantitate mică de crom şi molibden.

După cum se ştie, fragilitatea ireversibilă de revenire se manifestă prin micşorarea valorilor rezilienţei probelor revenite în intervalul de temperaturi cuprins între 250 şi 400° C şi este determinată de procesele de formare a carburilor la revenirea martensitică [11]. Punerea în evidenţă a existenţei acestui fenomen

Tabela 6

Temperatura de revenire, °C	Simbol şarjă	K_{Cu} 30/2 (kgfm/cm²) la temperatura de încercare, °C	
		+20	−40
240	I	18,9	12,9
	J	15,3	7,3
	M	9,7	6,9
	N	8,0	6,5
280	I	17,5	15,6
	J	10,5	6,4
	M	11,8	5,5
	N	8,6	6,1
320	I	20,1	13,8
	J	13,7	4,3
	M	13,6	7,5
	N	10,9	6,4
360	I	20,3	19,4
	J	17,2	8,1
	M	15,1	8,3
	N	12,7	7,0

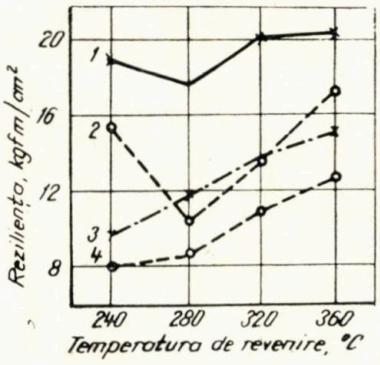
s-a realizat, în cazul de faţă, prin încercările de rezilienţă la temperaturile de +20 şi −40°C a epruvetelor din oţelurile I, J, M şi N revenite timp de 2 h la temperaturile de 240, 280, 320 şi 360°C şi răcite cu cuptorul după revenire. Rezultatele încercărilor de rezilienţă sînt date în tabela 6 şi în figurile 7, *a* şi *b* (*1* — oţel C; *2* — C+B; *3* — C+B+Cr+Mo; *4* — C+Cr+ +Mo).

Din examinarea figurii 7 *a* se constată că, în variaţia rezilienţei probelor încercate la 20°C, se înregistrează în cazul oţelurilor carbon şi carbon cu bor un minim al valorilor sale, minim care corespunde temperaturii de revenire de 280°C şi care confirmă existenţa fenomenului sus-menţionat pentru aceste oţeluri. În cazul oţelurilor aliate cu crom şi molibden, cu sau fără bor, la determinările efectuate la 20°C, nu s-a constatat nici o micşorare a valorilor rezilienţei o dată cu creşterea temperaturii de revenire. Doar în cazul determinării rezilienţei în condiţii mult mai severe, la temperatura de −40°C (fig. 7, *b*), se constată o micşorare şi a valorilor rezilienţei oţelurilor aliate cu crom şi molibden, după revenirea la 280°C, iar minimul valorilor rezilienţei oţelurilor carbon — cu sau fără bor — se înregistrează după revenirea la 320°C.

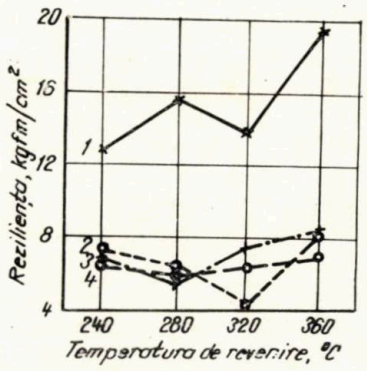
Aceste rezultate arată că oţelurile carbon — cu sau fără bor — au o susceptibilitate mai pronunţată la fragilitatea ireversibilă de revenire decît oţelurile aliate cu crom şi molibden, indiferent dacă acestea din urmă conţin sau nu bor în compoziţia lor.

În ceea ce priveşte gradul de manifestare a acestei susceptibilităţi, acesta a fost apreciat după valorile micşorării rezilienţei după revenirea la temperatura de 280°C faţă de valorile rezilienţei obţinute după revenirea la tempe-

ratura de 240°C. În cazul oţelului carbon valoarea rezilienţei determinate la 20°C are o cădere de numai 1,4 kgfm/cm², pe cînd în cazul oţelului carbon cu bor valoarea rezilienţei se micşorează cu 4,8 kgfm/cm². Pentru oţelurile aliate cu crom şi molibden, după încercările



a



b

Fig. 7

efectuate la —40°C, rezilienţa oţelului aliat şi cu bor se micşorează la creşterea temperaturii de revenire de la 240 la 280°C cu 1,4 kgfm/cm², pe cînd la oţelul fără bor micşorarea valorii rezilienţei este de numai 0,4 kgfm/cm². Aceste rezultate arată că într-adevăr borul măreşte susceptibilitatea oţelurilor faţă de fragilitatea ireversibilă de revenire. Gradul de mărire a susceptibilităţii faţă de acest fenomen nu este însă atît de puternic încît să excludă posibilitatea aplicării oţelurilor aliate cu bor şi îndeosebi a celor care pe lîngă bor mai conţin şi alte adaosuri mici de crom sau molibden, la care fragilitatea ireversibilă de revenire este considerabil atenuată şi se manifestă cu mult mai puţină acuitate chiar decît în cazul oţelului carbon fără bor.

CONCLUZII

— Alierea oţelurilor carbon de cementare cu circa 0,003% B determină o creştere a călibilităţii acestora de peste două ori. Prezenţa în compoziţia oţelurilor carbon cu bor a unor adaosuri mici de crom şi molibden duce la creşterea suplimentară a călibilităţii acestor oţeluri.

— Prezenţa în compoziţia oţelurilor carbon de cementare numai a borului măreşte tendinţa la supraîncălzire, determinînd inaplicabilitatea practică a acestor oţeluri în fabricaţia pieselor care urmează să fie supuse tratamentului de cementare. Prezenţa simultană însă a borului şi a unor adaosuri mici de crom şi molibden micşorează tendinţa la supraîncălzire a acestor oţeluri, a căror granulaţie chiar şi după menţinerea timp de 8 h la temperaturile de 900—1 000°C este mai uniformă decît cea a oţelului carbon sau a oţelului aliat cu crom şi molibden, dar fără bor.

— Borul determină creşterea valorilor caracteristicilor de rezistenţă în urma călirii şi revenirii la temperaturile de 175—250°C cu circa 5—10 kgf/mm², faţă de valorile caracteristicilor omologe ale oţelului carbon fără bor. În acelaşi timp se îmbunătăţesc şi caracteristicile de plasticitate şi rezilienţa, îndeosebi în cazul în care în afară de bor oţelul mai conţine şi unele adaosuri mici de crom şi molibden.

— Prezenţa borului în compoziţia oţelurilor de cementare duce la creşterea susceptibilităţii acestora la fragilitatea ireversibilă de revenire. Această susceptibilitate este însă puternic atenuată de introducerea în compoziţia oţelurilor cu bor a unor conţinuturi mici de crom şi molibden; la aceste oţeluri fragilitatea ireversibilă de revenire se manifestă cu mult mai puţină acuitate decît în cazul oţelului carbon fără bor.

— Oţelul de cementare aliat cu bor şi cu adaosuri mici de crom şi molibden are tendinţă mică la supraîncălzire, este foarte puţin susceptibil la fragilitatea ireversibilă de revenire, iar în ceea ce priveşte valoarea caracteristicilor mecanice este superior unor oţeluri aliate cu conţinuturi mai mari de crom şi molibden, dar fără bor.

ACIERS DE CÉMENTATION ALLIÉS AU BORE

On expose les résultats des recherches portant sur l'influence que l'alliage avec du bore ou avec du bore et des petites additions de chrome ou de molybdène a sur la trempe, les caractéristiques mécaniques, la tendance au surchauffage, la fragilité irréversible du revenu de l'acier ayant une teneur en carbone de 0,2 %. On a pu établir que le bore, même non accompagné par d'autres éléments d'alliage, double à peu près l'efficacité de la trempe, augmente de 5 — 10 kgf/mm² la résistance et n'a pas une influence défavorable sur la résilience ou sur la plasticité. Les petites additions de chrome et de molybdène favorisent la trempe, annulent la tendance au surchauffage et atténuent la fragilité irréversible du revenu des aciers au bore.

BORON ALLOYED LOW-CARBON STEEL

The paper presents results of investigations regarding influence of boron, or boron and minute additions of chromium or molybdenum on hardenability, mechanical characteristics, overheating tendency and susceptibility to irreversible temper brittleness of iron with about 0.2% carbon. Based on performed investigations it was established that boron, even not accompanied by other alloying constituents, increases about two times steel hardenability, induces a 5 to 10 kgf/mm^2 increase of mechanical properties and manifests a negative influence on impact resistance and on plasticity characteristics. Small additions of chromium and molybdenum lead to an additional increase of hardenability and, at the same time, eliminate the tendency to overheating and diminish susceptibility to irreversible temper brittleness of boron steels.

BIBLIOGRAFIE

[1] Pittoni D. La Metalurgia Italiana, nr. 1, 1959, p. 21 — 34.

[2] *** Raportul O.E.C.E. *Les aciers au bor.* Paris, 1954.

[3] Scherer R. şi Bungardt R. Revue de Métallurgie, nr. 2, 1953, p. 73 — 94.

[4] Maratray F. şi Delbart G. Revue de Métallurgie, nr. 11, 1956, p. 849 — 883.

[5] Tarasov A. M. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 12, 1961, p. 16 — 20.

[6] Buttinghans A. şi Rademacher L. Revue de Métallurgie, nr. 10, 1964, p. 819 — 830.

[7] Orlozorova I.I. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 11, 1963, p. 26 — 27.

[8] Mantea St. şi Dulămiţă T. *Teoria şi practica tratamentelor termice.* Bucureşti, Editura tehnică,1967.

[9] Field J. Metal Progress, nr. 2, 1953, p. 78 — 89.

[10] Görlich K. N. Archiv für das Eisenhüttenwesen, nr. 12, 1959, p. 731 — 742.

[11] Socolcov E. N. şi Sadovski V. D. Trudî Instituta Fiziki Metallov, UFAN—SSSh, v. 18, 1956, p. 3 — 9.

FEDERAŢIA MONDIALĂ A ORGANIZAŢIILOR DE INGINERI

În palatul UNESCO, de la Paris, s-au desfăşurat între 4 şi 7 martie 1968 lucrările Conferinţei de constituire şi prima Adunare generală a Federaţiei Mondiale a Organizaţiilor de Ingineri (FMOI).

O activitate pregătitoare de peste doi ani, cu sprijinul Departamentului pentru studii, cercetare şi formare a cadrelor din UNESCO, a permis delegaţiilor celor 61 organizaţii naţionale şi 5 organizaţii regionale de ingineri care au participat * să pună bazele Federaţiei.

Federaţia are drept scop să contribuie la progresul profesiunii de inginer în interesul general şi să exprime punctul de vdere în chestiuni în care o poziţie colectivă este posibilă.

Ea îşi propune să încurajeze schimbul de informaţii şi să înlesnească cooperarea organizaţiilor de ingineri atît între ele, cît şi cu organizaţiile din alte domenii cu care organizaţiile inginereşti au contingenţă.

Pntru a atinge aceste obiective, Federaţia va organiza reuniuni, va încuraja activitatea organizaţiilor naţionale şi regionale inginereşti, va facilita schimbul de informaţii între ele, va studia proiecte speciale privind probleme care interesează asociaţiile membre şi va favoriza cooperarea cu organizaţii guvernamentale şi neguvernamentale.

După adoptarea statutului provizoriu, adunarea generală a examinat unele probleme de interes general care să stea la baza programului viitor de activitate.

Un loc central l-a ocupat problema formării şi perfecţionării profesionale a inginerilor. A reieşit că activitatea desfăşurată în acest domeniu în diferite ţări şi pe plan regional constituie premise valoroase pentru cunoaşterea şi înţelegerea reciprocă a metodelor, a nivelelor de formare şi de calificare.

Un comitet de experţi urmează a se constitui în vederea studierii şi valorificării experienţei existente atît la organizaţiile naţionale şi regionale de ingineri, cît şi la unele organizaţii internaţionale specializate.

Studiul va cuprinde şi zona încă insuficient studiată a preocupărilor pentru pregătirea tehnicienilor, pornind chiar de la definirea exactă a sferei noţiunii de tehnician, a atribuţiilor ce le revin în diferite ţări, astfel încît aportul lor în producţie să fie cît mai eficient.

Au fost examinate implicaţiile creşterii vertiginoase a volumului de literatură tehnică asupra metodologiei de cercetare şi valorificare a documentării.

Un comitet de experţi va fi chemat să studieze posibilităţile de coordonare a activităţii de documentare din ţările care folosesc în acest scop calculatoarele, în vederea universalizării schimburilor, ţinînd totodată seama de cerinţele cadrelor tehnice din ţările nedotate încă cu aparatură modernă.

Pentru a răspunde cît mai bine sarcinii sociale ce revine inginerilor în dezvoltarea economiei fiecărei ţări în pas cu tehnica modernă, s-a propus ca, în programul de activitate al FMOI, să fie cuprinsă şi preocuparea pentru căile privind utilizarea operativă în practica inginerească a rezultatelor cercetării ştiinţifice.

Printre organizaţiile inginereşti care au constituit FMOI este şi Consiliul Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor care a participat printr-o delegaţie formată din dr. ing. Oliviu Rusu, vicepreşedinte al C.N.I.T. şi ing. Alexandru Teodoru, membru al C.N.I.T.

Numeroase propuneri ale Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor, exprimate în aceste probleme, în cadrul dezbaterilor, au obţinut consensul delegaţiilor prezente, ceea ce a determinat includerea lor în statutul şi rezoluţiile corespunzătoare ale conferinţei.

A fost ales Comitetul Executiv al FMOI sub conducerea dr. Eric Choisy, eminent inginer elveţian. Viitoarea Adunare generală va avea loc în octombrie 1969 la Beirut (Liban).

* FEANI (Federaţia europeană a asociaţiilor naţionale de ingineri).
UPADI (Uniunea Panamericană de ing'neri);
CEC (Conferinţa asociaţiilor de ingineri din Commonwealth).
EUSEC (Conferinţa soceităţilor de ing'neri din Europa occidentală şi S.U.A.).
Federaţia inginerilor arabi.

Consideraţii privind rezistenţa la oboseală, la temperaturi ridicate, a unor oţeluri aliate cu crom

Ing. N. LAŞCU-SIMION
Institutul de cercetări metalurgice — Bucureşti

CZ 669.15' 26—194 : 620. 178.3

Pentru a prezenta o suficientă siguranţă în exploatare elementele agregatelor care lucrează în condiţii de temperaturi ridicate trebuie să îndeplinească o serie de cerinţe ca : rezistenţă mecanică la solicitări — fluaj (în condiţii statice) şi oboseală (în condiţii dinamice) ; — rezistenţă chimică la temperaturi ridicate (oxidare şi coroziune).

Aceste cerinţe impun ca materialele folosite să aibă proprietăţi corespunzătoare.

Determinarea rezistenţei la oboseală la temperaturi ridicate se face cu o aparatură complicată şi costisitoare, durata încercărilor, în comparaţie cu cele efectuate la temperaturi obişnuite, fiind mult mai mare. Rezultatele încercării sînt influenţate direct de o serie de factori ca : durata încercării, frecvenţa ciclurilor, oxidarea suprafeţei epruvetei ca urmare a temperaturilor ridicate etc., a căror acţiune principial cunoscută de mulţi ani [1]—[4] nu este pe deplin clarificată nici pînă în prezent, dată fiind interdependenţa dintre ei.

Încercările la temperatura ambiantă au pus în evidenţă, la nivel microscopic, aceleaşi mecanisme ca şi în cazul deformării plastice sub acţiunea sarcinilor statice şi anume : procese de alunecare ; procese de difuzie ; procese complexe la graniţa grăunţilor cristalini.

Experimentări referitoare la modificările structurale în cazul solicitărilor ciclice la temperatura normală [6], [7], [8] au permis să se tragă o serie de concluzii calitative cu privire la aceste fenomene şi anume :

— Benzile de alunecare nu apar imediat după începerea acţiunii sarcinilor variabile, ci după efectuarea unui anumit număr de cicluri. Acest număr de cicluri este puternic influenţat de nivelul tensiunilor variabile, numărul minim de cicluri de la care încep să apară benzile de alunecare fiind cu atît mai mare, cu cît acestea sînt mai reduse [9].

— Creşterea dimensiunilor benzilor de alunecare depinde de raportul în care se află tensiunile variabile care solicită materialul cu rezistenţa la oboseală a acestuia. Cînd tensiunile variabile depăşesc rezistenţa la oboseală a materialului, benzile de alunecare se îngroaşă continuu şi în ele se formează microfisuri care, depăşind limitele grăunţilor, formează fisurile care duc la rupere. Dacă tensiunile variabile nu depăşesc rezistenţa la oboseală a materialului, benzile de alunecare se formează numai în anumiţi grăunţi şi nu depăşesc graniţele acestora [10].

— Procesele de difuzie au fost depistate, în cazul încercărilor de oboseală, în special la metale pure, putîndu-se trage concluzii numai asupra analogiei desfăşurării lor cu cazul deformării sub sarcină constantă.

Modificările structurale în metale, ca urmare a solicitărilor variabile la temperaturi ridicate, au fost studiate destul de puţin, iar concluziile la care s-a ajuns sînt destul de controversate. Astfel Hempel [6], studiind un oţel inoxidabil de tip 15 Cr —15 Ni, a executat încercări de oboseală la 650° C la tracţiune — compresiune. Epruvetele încercate au fost analizate cu ajutorul microscopului electronic şi al analizei microchimice a carburilor şi au dus la concluzia că sarcinile variabile la temperaturi ridicate reprezintă — în comparaţie cu menţinerea în stare nesolicitată la temperatura de încercare şi cu menţinerea sub sarcină statică la aceeaşi temperatură — factorul care accelerează cel mai mult dezvoltarea proceselor de precipitare de carburi, în special la graniţa grăunţilor, formarea de carburi complexe etc., ceea ce accelerează ruperea intercristalină.

Pe de altă parte Johansson [11], făcînd încercări pe un oţel de tip 18—8, a menţionat influenţa mare a sarcinilor variabile asupra precipitării de carburi însă îşi exprimă îndoiala asupra influenţei pe care ar avea-o acest proces asupra durabilităţii epruvetelor, în special în ceea ce priveşte formarea şi dezvoltarea fisurilor.

Pornind de la necesitatea cunoaşterii cît mai complete a oţelurilor termostabile realizate în ţară, la Institutul de cercetări metalurgice s-au efectuat, pe epruvete provenind din oţel de tip

1% Cr — 0,5% Mo și din oțel cu 12% Cr încercări la oboseală la temperaturi ridicate [5], [12].

Încercările la oboseală la temperaturi ridicate s-au executat pe o mașină rotativă la care tipul de solicitare al epruvetei este „încovoiere pură". Epruveta de tip toric este solicitată cu frecvența de 3 000 rot/min și menținută la temperatura de încercare cu ajutorul unui cuptor electric prevăzut cu un regulator care asigură constanța temperaturii în timp, cu o precizie de $\pm$ 2° C. Egalizarea temperaturii în lungul epruvetei se realizează cu ajutorul unor rezistențe electrice montate în paralel cu unele secțiuni ale elementului de încălzire. Forma epruvetei, precum și variația temperaturii și a tensiunii maxime de încercare în lungul ei sînt reprezentate în figura 1. Se remarcă faptul că în zona de lucru a epruvetei abaterile de temperatură pe lungime nu depășesc $\pm$ 3° C.

Programul acestor încercări a fost astfel ales încît să permită : determinarea unor caracteristici medii ale rezistenței la oboseală la temperaturi ridicate a oțelurilor studiate ; analiza posibilităților de corelare a caracteristicilor de oboseală cu cele de fluaj.

În urma analizei metalografice a epruvetelor supuse încercărilor la oboseală s-au pus în evidență unele modificări structurale * ca urmare a acțiunii simultane a menținerii de lungă durată la temperaturi ridicate și a acțiunii sarcinilor variabile. Pentru a se obține date suplimentare în această direcție s-au executat încercări suplimentare pe oțelul de tip 1%Cr — 0,5% Mo care au avut drept scop să răspundă în principal la următoarele probleme : influența menținerii de durată la temperaturi ridicate, în jurul temperaturii limită de utilizare, în stare nesolicitată, asupra modificărilor de structură ale oțelului studiat, comparativ cu menținerea la aceleași temperaturi sub acțiunea unor tensiuni variabile moderate ; influența creșterii temperaturii asupra modificărilor structurale în materialul solicitat la aceeași amplitudine a tensiunilor variabile.

* La lucrările experimentale privind analiza modificărilor structurale au particpat și fiz. L. Staicu, ing. M. Iacob și ing. O. Negruș.

Compoziția chimică a oțelurilor studiate este ndicată în tabela 1, iar rezultatele încercărilor mecanice statice și de oboseală efectuate sînt prezentate în tabela 2. Dat fiind alura constant

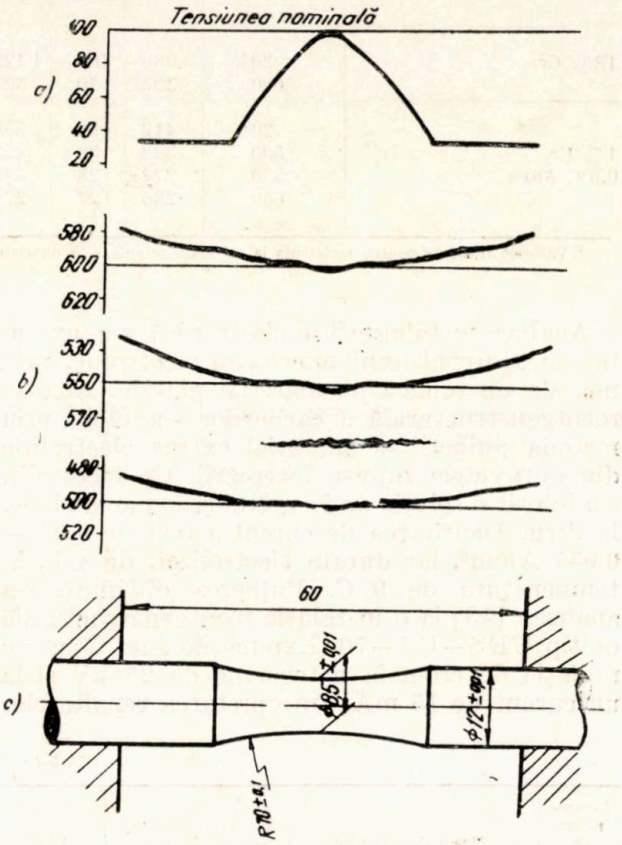


Fig. 1

coborîtoare a curbelor lui Wöhler în domeniul de temperaturi ridicate la care s-au făcut încercările [2], [5], rezistențele la oboseală la temperaturi ridicate sînt indicate în tabela 2 ca fiind rezistențe de durată limitată corespunzînd la 100, respectiv la 1 000 h de încercare.

În vederea studiului transformărilor microstructurale, epruvetele, în urma supunerii acțiunii temperaturii și tensiunilor conform cu programul din tabela 3, au fost supuse analizei metalografice optice și electronice, precum și analizei roentgenostructurale a carburilor.

Tabela 1

Nr. crt.	Tip oțel	Tratament termic	Compoziția chimică, %										
			C	Mn	Si	Cr	Mo	Ni	Nb	V	N	S	P
1	12% Cr	Călire 1 150°C/2 h, răcire în aer Revenire 650°C/2h, răcire în aer	0,18	0,58	0,64	12,20	0,75	1,20	0,32	0,38	0,04	0,030	0,025
2 (A)	1% Cr	Austenitizare 975°C/2 h, răcire în aer	0,13	0,63	0,58	1,24	0,45	—	—	—	—	0,047	0,031
2 (B)	0,5% Mo	Revenire 650°C/2 h, răcire în aer	0,06	0,58	0,75	1,05	0,63	—	—	—	—	0,030	0,043

Tabela 2

Tip oțel	Temperatura de încercare, °C	$R_{0,2}$		R		$\sigma_{-1/100\ h}$		$\sigma_{-1/1\ 000\ h}$		$\sigma_{r/1000\ h}$		$\sigma_{r/1\ 000\ h}$	
		N/mm²	kgf/mm²	N/mm²	kgf/mm²	N/mm²	kgf/mm²	N/mm²	kgf/mm²	N/mm²	kgf/mm²	N/mm²	kgf/mm²
12% Cr	20*	980	100	1 125	115	452	46	—	—	—	—	—	—
	600	392	40	490	50	245	25	186	19	314	32	206	21
1% Cr 0,5% Mo	20*	412	42	558	57	333	34	—	—	—	—	—	—
	500	323	33	451	46	206	21	167	17	343	35	284	29
	550	274	28	382	39	157	16	127	13	264	27	206	21
	600	235	24	274	28	137	14	108	11	147	15	93	9,5

* Valorile indicate pentru rezistența la oboseală se referă la numărul de cicluri $N = 10^7$ corespunzător la aproximativ 60 h de încercare.

Analiza metalografică electronică s-a executat cu ajutorul unui microscop electronic, prin metoda cu replică pe material plastic. Analiza roentgenstructurală a carburilor s-a făcut prin metoda pulberii pe material extras electrolitic din epruvetele supuse încercării. Ca electrolit, s-a folosit o soluție de 75 g HCl și 5 g acid citric, la litru. Densitatea de curent a fost de 0,02 — 0,035 A/cm², iar durata electrolizei, de 4 h, la temperatura de 0° C. Pulberea obținută s-a analizat [13] la o instalație roentgenstructurală de tip URS—KJ—70. Expunerile s-au făcut cu radiația de crom la o tensiune de 25 kV și la un curent de 15 mA. Interpretarea rezultatelor

Tabela 3

Temperatura de încercare, °C	Starea de solicitare	Mărimea solicitării, ±kgf/mm²	Durata încercării, h	Obs.
20	Nesolicitat	0	—	Probe martor
500	Nesolicitat	0	1 000	
550	Nesolicitat	0	1 000	
450	Încovoiere rotativă	8	300*	șarja B
500	Încovoiere rotativă	8	300*	șarja B
600	Încovoiere rotativă	8	300*	șarja B
500	Încovoiere rotativă	8	350*	șarja A
550	Încovoiere rotativă	15,6	330**	șarja A
550	Încovoiere rotativă	13,5	700**	șarja A
600	Încovoiere rotativă	11,6	675**	șarja A
600	Încovoiere rotativă	13,3	480**	șarja A

*) Epruvetele nu s-au rupt

**) Valori medii

s-a făcut prin calcularea raportului $d : n$ (d — distanța dintre planele reticulare ale cristalului; n — ordinul reflexiei), prin aprecierea vizuală a intensităților și prin compararea cu datele publicate în literatură [14]. Departajarea probelor în privința cantității fazelor de carburi prezente s-a făcut după numărul și intensitatea liniilor de difracție respective.

Allen și Forrest [2], utilizînd din literatura de specialitate rezultatele a numeroase încercări de fluaj și oboseală la temperaturi ridicate, efectuate pe aliaje refractare de tip Nimonic și Rex, au arătat că la materialele cercetate există o corelație între acestea dacă se iau în considerare încercări de durate egale, executate la aceeași temperatură.

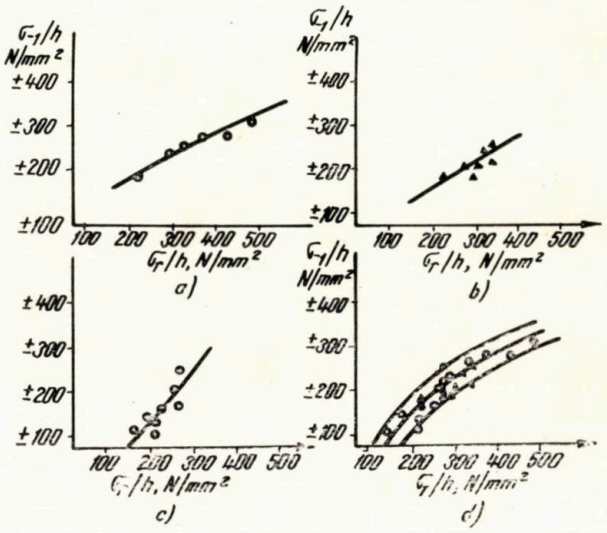


Fig. 2

În cazul în care duratele sau temperaturile de încercare sînt diferite, rezultatele experimentale prezintă o împrăștiere destul de mare. Pornind de la aceste observații, care se consideră de o importanță practică deosebită, s-a căutat să se analizeze prin prisma lor rezultatele obținute în urma încercării la oboseală la temperaturi ridicate a celor două oțeluri termostabile aliate cu crom.

În figura 2 sînt reprezentate curbele $\sigma_{-1/h} = f(\sigma_{r/h})$ pentru cazurile studiate (fig. 2, *a* — oțelul cu 12% Cr încercat la 600°C; fig. 2, *b* — oțelul cu 1% Cr — 0,5% Mo încercat la 500° C; fig. 2, *c* — oțelul cu 1% Cr — 0,5% Mo încercat la 550° C; fig. 2, *d* — oțelul cu 1%Cr — 0,5%Mo și oțelul cu 12% Cr). Analiza lor permite următoarele observații:

— Dacă se corelează rezultatele încercării aceluiași material la aceeași temperatură și la aceeași durată, se obține o curbă de variație care, pentru cazurile studiate, este apropiată de

o dreaptă, împrăştierea punctelor experimentale fiind în limite acceptabile;

— Dacă se corelează rezultatele încercării aceluiaşi material la temperaturi diferite şi la aceeaşi durată a încercării se obţine o curbă de variaţie care, pentru cazul oţelului de tip 1% Cr — 0,5% Mo, este o curbă de ordin superior;

— Dacă se corelează rezultatele încercării a două materiale diferite, la temperaturi diferite pe aceeaşi durată a încercării, pentru cazurile studiate se obţine o curbă de ordin superior, împrăştierea punctelor experimentale fiind însă destul de importantă (± 25% faţă de valoarea medie).

În momentul de faţă încercarea la fluaj nu este o încercare curentă de recepţie, ea constituind însă una din condiţiile de bază pentru omologarea oţelurilor destinate a fi utilizate la temperaturi ridicate. În ceea ce priveşte încercarea la oboseală la temperaturi ridicate, dat fiind numărul mare de parametri care influenţează rezultatele ei, nu a fost inclusă încă în condiţiile de omologare a oţelurilor destinate să lucreze la temperaturi ridicate, ceea ce explică şi lipsa de date în acest domeniu.

Punîndu-se în evidenţă un factor — durata încercării — care permite o corelare a rezultatelor încercărilor de fluaj cu cele de oboseală, acestea vor trebui astfel conduse încît să permită stabilirea, pe bază experimentală, a ecuaţiei de corelare:

$$\sigma_{-1/h} = f(\sigma_{r/h})$$

cu ajutorul căreia, pe baza caracteristicilor de fluaj de marcă, proiectantul va putea să determine pentru oţelul respectiv o valoare informativă a rezistenţei la oboseală la temperatura dorită, pe care să o introducă în calculele de dimensionare.

Alura constant coborîtoare a curbei de oboseală la temperaturi ridicate împiedică determinarea rezistenţei la oboseală şi impune determinarea unor rezistenţe de durată. Această alură se datorează probabil acţiunii corosive a oxigenului din aer, lipsei ecruisării materialului în cursul încercării, ca urmare a temperaturilor ridicate, şi transformărilor structurale, ca urmare a efectului combinat al temperaturii şi al tensiunilor variabile.

Structura iniţială a oţelului de tip 1% Cr — — 0,5% Mo analizat (fig. 3 — atac nital 2%, × × 500) se compune din ferită, bainită şi puţină perlită, procentul de ferită fiind diferit de la o şarjă la alta, ca urmare a variaţiei conţinutului de carbon. Din punct de vedere al conţinutului de carburi se constată cantităţi mici de Fe_3C şi Cr_7C_3.

Menţinerea timp de 1 000 h la temperaturile de 500 şi 550° C fără sarcină indică o tendinţă de disipare a bainitei, care este mai accentuată în cazul materialului menţinut la 550° C, şi se observă bine numai la microscopul electronic (fig. 4 — × 2 × 5 000). Încercarea la oboseală la temperaturi ridicate a oţelului cercetat permite să se observe influenţa sensibilă a tensiunilor variabile asupra structurii. Ca urmare a existenţei unui gradient de tensiune în secţiune, structura în zona cu solicitări mari este modificată în comparaţie cu zona axei neutre a epruvetei. În timp ce în zona axei neutre se menţine o structură similară cu aceea a materialului menţinut la temperatura de încercare în stare nesolicitată — lucru de altfel de aşteptat — în zona solicitată apar modificări structurale care se pot caracteriza prin:

— tendinţă puternică de orientare a structurii, care are loc mai ales în condiţiile creşterii tensiunii de încercare, fiind sensibilă la efectul duratei încercării şi mai puţin sensibilă la efectul temperaturii de încercare. Astfel, în figurile 5 şi 6 se prezintă microstructura unei probe de oţel 1% Cr — 0,5% Mo încercat la oboseală 330 h, la 550° C, cu tensiunea de ± 15,6 kgf/mm² (zona solicitată — × 2 × 5 000). Microstructura unei probe din oţel 1% Cr — 0,5% Mo încercat la oboseală 700 h, la 550° C, cu tensiunea de ± 13,3 kgf/mm² (zona solicitată — × 2 × ×5 000) este arătată în figura 7. În figura 8 este reprezentată microstructura unei probe din oţel 1% Cr — 0,5% Mo încercat la oboseală 480 h, la 600° C, cu tensiunea ± 13,3 kgf/mm² (zona solicitată — × 2 × 5 000). În grăunţii de ferită se constată benzi de alunecare, iar la limita grăunţilor, microfisuri (fig. 5 şi 6);

— tendinţă de disipare a bainitei şi de globulizare a carburilor, proces care este mai accentuat ca urmare a creşterii temperaturii şi pare oarecum împiedicat de tendinţa de orientare a structurii sub influenţa tensiunilor variabile, în

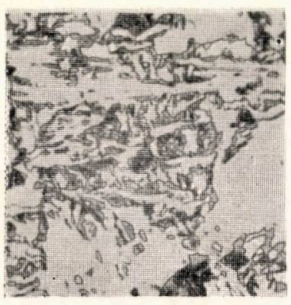


Fig. 3

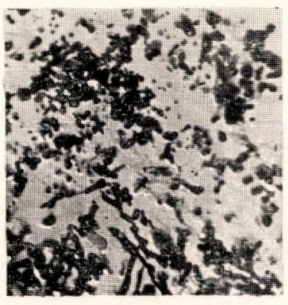


Fig. 4

Fig. 5

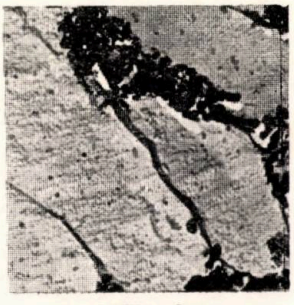


Fig. 6

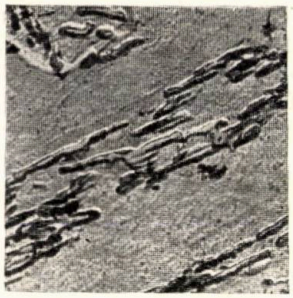


Fig. 7

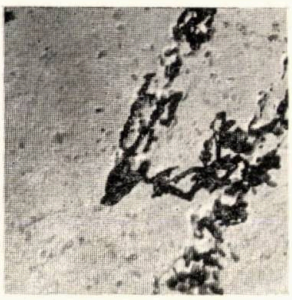


Fig. 8

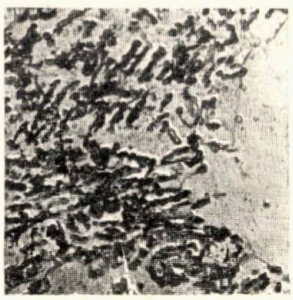


Fig. 9

Fig. 10

special în cazul duratelor mari de încercare. Astfel, pentru a se putea compara cu microstructurile din figurile 4 și 8, în figura 9 este prezentată microstructura unei probe din oțel 1% Cr — 0,5% Mo, încercat la oboseală 480 h la 600° C (zona nesolicitată — × 2 × 5 000), iar în figura 10, microstructura unei probe din oțel 1% Cr —0,5% Mo, încercat la oboseală 700 h, la 550° C (zona nesolicitată — ×2 ×5 000);

— precipitarea carburilor, în special ca urmare a influenței temperaturii și duratei de încercare. Rezultatele indică o dependență puternică a acestui fenomen atît față de nivelul temperaturii de încercare, cît mai ales față de durata de menținere la această temperatură. La încercările efectuate avînd o durată sub 500 h s-au constatat fenomene de precipitare de mică intensitate. Acest lucru apare evident atît din compararea rezultatelor analizelor roentgenstructurale, cît și din analizele microstructurale. Precipitările s-au produs atît în întreaga masă de ferită (intensitatea acestui fenomen se poate observa în micrografiile prezentate), cît și pe rosturile grăunților.

De menționat că la probele din șarja B, la care durata de încercare a fost mai redusă, și datorită conținutului de carbon mai redus, ponderea bainitei mai mică, fenomenele arătate s-au putut decela mai greu microscopic, iar analiza roentgen nu a evidențiat modificări față de starea inițială.

Astfel, în tabela 4 sînt indicate rezultatele obținute în urma analizei roentgenstructurale a carburilor în ordinea crescîndă a intensității de înnegrire a filmului.

Referitor la metoda de analiză a carburilor trebuie făcute unele observații în special în ce privește extragerea acestora. Prin natura încercării (încovoiere rotativă) tensiunile variază liniar în secțiunea epruvetei, fiind nule în axă și maxime la exterior. Pe de altă parte forma epruvetei face ca tensiunile maxime de la exterior să nu fie constante ci să varieze de la valoarea nominală pînă la circa 35% din aceasta în zona de prindere. Această variație este indicată în figura 1, *a*.

Metoda de extragere prin electroliză a carburilor face ca în procesul de separare să fie active toate suprafețele epruvetei din întreaga zonă încercată (circa 60 mm) inclusiv cele frontale. Ca urmare, efectul tensiunilor variabile asupra procesului de precipitare și modificare a structurii carburilor este redat atenuat prin metoda utilizată. În ceea ce privește efectul temperaturii, acesta variază pe lungimea luată în considerare în limite destul de restrînse din punctul de vedere al scopului urmărit, ceea ce face ca metoda utilizată să ducă la rezultate foarte apropiate de realitate.

Modificările structurale produse în timpul fluajului oțelului de tip 1% Cr — 0,5% Mo au fost urmărite în lucrările efectuate la Institutul de cercetări metalurgice [15] și rezultatele obținute au dus la concluzia că acestea sînt sensibil influențate în special de temperatură și de durata încercării. Modificările mai accentuate, ca urmare a influenței tensiunii de încercare, au avut loc la sarcini mari, care au dus la ruperea epruvetei la durate relativ scurte (cca. 3 000 h), în comparație cu durata de utilizare a oțelului cercetat (100 000 h). Aceste modificări au fost observate prin microscopie optică și electronică; analizele roentgenstructurale au decelat schimbări în natura și cantitatea carburilor prezente numai în cazul sarcinilor și temperaturilor mai ridicate. De menționat că aceste modificări ale naturii și ale cantității carburilor s-au decelat prin analiza roentgen la durate de încercare la fluaj de peste 1 000 h, în timp ce în cazul încercărilor la solicitări variabile, ele

Tabela 4

Stare material încercat	Tipul carburii	Micrografia din fig. nr.
Stare inițială	Cr_7C_3 (slab) + Fe_3C (slab)	3
330 h la 550°C, $\sigma = \pm 15{,}6$ kgf/mm²	Cr_7C_3 (slab) + Fe_3C (slab)	5, 6
480 h la 600°C, $\sigma = \pm 13{,}3$ kgf/mm²	Cr_7C_3 (slab) + Fe_3C (slab)	8, 9
1 000 h la 500°C, $\sigma = 0$	Cr_7C_3 (slab-mediu) + Fe_3C (slab-mediu)	
1 000 h la 550°C, $\sigma = 0$	Cr_7C_3 (slab-mediu) + Fe_3C (slab-mediu)	4
700 h la 550°C, $\sigma = \pm 13{,}3$ kgf/mm²	Cr_7C_3 (mediu) + Fe_3C (mediu)	7, 10
675 h la 600°C, $\sigma = \pm 11{,}6$ kgf/mm²	Cr_7C_3 (mediu) + Fe_3C (mediu)	

au putut fi remarcate în cazul încercărilor sub 1 000 h la tensiuni maxime destul de mici.

Rezultatele obținute ca urmare a lucrărilor prezentate și a lucrărilor efectuate în vederea determinării caracteristicilor de fluaj permit să se tragă unele concluzii importante privind modul de desfășurare a fenomenelor interne, însoțitoare ale fenomenului de oboseală la temperaturi ridicate și anume :

— Procesele care au loc în oțelul de tip 1% Cr — 0,5% Mo în cursul încercării de oboseală la temperaturi ridicate sînt într-o anumită măsură similare cu cele care au fost decelate la temperatura normală în procesul de deformare plastică și al încercărilor de oboseală și la temperatură ridicată în cursul încercărilor de fluaj atît pe oțeluri, cît și pe alte metale.

— Tensiunile variabile au la temperaturi ridicate o puternică acțiune de orientare a structurii, fapt depistat pînă în prezent numai la structurile monofazice încercate, la temperatură normală, la tracțiune—compresiune.

— Intensitatea acestor procese este mai mare în cazul prezenței sarcinilor variabile decît în cazul sarcinilor statice sau în lipsa acestora.

CONSIDÉRATIONS SUR LA RÉSISTANCE À LA FATIGUE, AUX HAUTES TEMPÉRATURES, DE CERTAINS ACIERS ALLIÉS AU CHROME

On donne les résultats des épreuves de fatigue, pour des températures comprises entre 20 et 600 °C, d'un acier à 12% de chrome et d'un acier de type 1% Cr—0,5% Mo. On présente les transformations de la microstructure d'un acier de type 1% Cr—0,5% Mo lorsqu'on le soumet à des sollicitations variables, aux hautes températures, et on étudie la corrélation entre les épreuves de fluage et de fatigue pour les mêmes temperatures d'essai.

CONSIDERATIONS REGARDING FATIGUE RESISTANCE AT HIGH TEMPERATURES OF SOME CHROMIUM-ALLOYED STEELS

The paper presents results of fatigue tests performed at temperatures ranging between 20 and 600°C for a 12% chromium steel and a 1%Cr—0.5%Mo steel. Microstructural transformations taking place in 1%Cr—0.5%Mo steel under variable stresses at high temperatures are presented and correlation of results for creep and fatigue at equal temperatures are analysed.

BIBLIOGRAFIE

[1] Forrest P.G. și Tapsell H.I. J. Proc. Inst. Mech. Engeneers, nr. 168, 1964, p. 763.

[2] Allen N.P. și Forrest P.G.J. Proc. Intern. Conf. on Fatigue of Metals (publicat de Inst. Mech. Engineers), 1965, p. 327.

[3] Wever F. Proc. Intern. Conf. on Metals (publicat de Inst. Mech Engineers), 1956, p. 370.

[4] Pomey G., Cazaud R. și Raab P. Revue de métallurgie, nr. 9, 1965, p. 75.

[5] Lașcu — Simion N. Cercetări metalurgice, nr.8, 1966, p. 357.

[6] Hempel M.R. Proc. of an intern. conference of fracture — Massachusetts, 1959.

[7] Oding I.A. Isvestia Academii Nauk S.S.S.R., nr. 8, 1954, p. 110.

[8] Ivanova V. Ustalostnoe rezrușenie metallov. Moscova, Metallurghizdat, 1963.

[9] Thomson N. Proc. Intern. Conference on Fatigue of Metals. Londra, 1956.

[10] Hempel M.R. Proc. Intern. Conference on Fatigue of Metals. Londra, 1956.

[11] Johansson A. Proc. of the Coloquium on Fatigue. Stockholm, 1955.

[12] Lașcu — Simion N., Staicu L. și Iacob M. Cercetări metalurgice, nr. 9, 1967, p. 485.

[13] Staicu L. Metalurgia, nr. 7, 1965, p. 363.

[14] Bogonațki I. Rontgenografia v fizicescom metallovedenii. Moscova, Metallurghizdat, 1961.

[15] Constantinescu A., Rotenstein B. și Staicu L. Cercetări metalurgice, nr. 8, 1966, p. 339.

Cercetări experimentale privind încălzirea lingourilor din oţeluri aliate

Dr. ing. V. Popescu,
Institutul politehnic
"Gh. Gheorghiu - Dej"

dr. ing. I. Drăgan şi ing. Gr. Gavrilescu
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 669.15 - 194 :669.14 - 412 :621.785.1

Încălzirea lingourilor şi a semifabricatelor, în vederea deformării plastice la cald, constituie una din operaţiile de care depinde, în foarte mare măsură, valoarea indicilor tehnico-economici realizaţi. Pentru obţinerea unei productivităţi sporite, a unui consum redus de combustibil şi a micşorării pierderilor de metal prin ardere, încălzirea lingourilor şi a semifabricatelor trebuie făcută cu viteze cît mai mari posibil.

Acest mod de încălzire, acceptabil din punct de vedere economic, prezintă dezavantajul creării unor tensiuni termice şi structurale ridicate, care pot provoca fisurarea sau crăparea semifabricatelor şi îndeosebi a lingourilor mari din oţeluri aliate. În scopul evitării pericolului de fisurare sau crăpare a semifabricatelor şi lingourilor, din cauza tensiunilor termice şi structurale, viteza de încălzire trebuie astfel aleasă încît între suprafaţă şi miez să fie o diferenţă de temperatură mai mică decît valoarea gradientului critic, adică a gradientului la care materialul fisurează. Evident că, pentru a realiza o încălzire în asemenea condiţii, este necesar, în primul rînd, să se cunoască valoarea gradientului critic şi, în al doilea rînd, a vitezei de încălzire care să asigure acest gradient. La rîndul lor, valorile gradientului critic şi ale vitezei optime de încălzire nu pot fi determinate decît prin încercări experimentale. Rezultatul unor asemenea experienţe, pentru lingouri de mărimi între 5 şi 52 t, din oţeluri diferite, se găseşte în literatura de specialitate [1], [2], [3].

Cu toate acestea, pînă în prezent, valoarea gradientului critic nu a fost încă stabilită pentru toate metalele şi aliajele şi pentru toate mărimile de lingouri sau de semifabricate. Din această cauză, nici valoarea vitezei optime de încălzire nu a putut fi determinată pentru toate cazurile. Necunoscîndu-se încă valorile vitezei optime de încălzire, adică ale vitezei maxime la care materialul nu fisurează din cauza tensiunilor termice şi structurale, în practică încălzirea se face adesea cu viteze mult mai mici. Acest lucru prezintă dezavantajul reducerii productivităţii în secţiile de prelucrare plastică la cald, al majorării consumului de combustibil, a pierderilor de metal prin ardere şi al preţului de cost, întrucît în cele mai multe cazuri de forjare sau laminare, dintre toate operaţiile prevăzute în procesul tehnologic, încălzirea este cea mai scumpă. Tot din cauza necunoaşterii variaţiei gradientului de temperatură în timpul încălzirii, în multe cazuri, deşi durata totală de încălzire este mai mare decît cea necesară, materialele totuşi crapă sau fisurează. În asemenea cazuri crăparea sau fisurarea materialului se datorează alegerii necorespunzătoare a vitezei de încălzire, în perioadele în care gradientul de temperatură are valori mai mari decît gradientul critic. De regulă aceste perioade se găsesc în prima parte a procesului de încălzire, adică pînă cînd temperatura materialului în centru depăşeşte 500—600°C.

Ţinînd seamă de toate aceste considerente, în lucrarea de faţă se prezintă determinarea, pe cale experimentală, a gradientului de temperatură care se creează la încălzirea unui lingou în diverse variante, precum şi variaţia acestuia în timpul încălzirii. Lingoul folosit pentru experienţe a fost turnat dintr-un oţel de supape, adică un oţel sensibil la fisurare în timpul încălzirii.

Compoziţia chimică a oţelului a fost următoarea : 0,83 %C ; 0,96 % Mn ; 2,12 % Si ; 17,01 %Cr ; 1,36 %Ni ; 0,028 %Al ; 0,80 %Cu ; 0,013 %P ; 0,013 %S.

În figura 1 sînt arătate dimensiunile de bază ale lingoului folosit după înlăturarea maselotei, precum şi modul de amplasare a celor trei termocupluri Pt—PtRh.

Pentru montarea termocuplurilor, la capătul dinspre maselotă în lingou au fost executate orificiile *1—3*, de dimensiunile şi amplasarea indicate în figura 1.

Etanşarea termocuplurilor s-a făcut prin înfăşurarea acestora cu şnur de azbest şi strîngerea unei plăci metalice, avînd interpusă între ea şi lingou o foaie de azbest, de 4 mm grosime.

Paralel cu măsurarea temperaturii lingoului, în cele trei puncte indicate de orificiile *1—3*, temperatura cuptorului a fost măsurată cu încă două termocupluri Pt-PtRh, din care termocuplul *4* a fost montat direct pe vatră, alături de lingou, iar termocuplul *5*, în boltă, pentru a permite măsurarea temperaturii gazelor din cuptor.

Cuptorul cu vatră fixă a fost încălzit cu gaz metan, iar variaţia temperaturilor în timpul încălzirilor a fost înregistrată la un compensograf, cu precizie de $\pm$ 8°C.

În vederea stabilirii diferenţei de temperatură dintre centrul şi periferia lingoului, în funcţie de timpul şi de modul de încălzire, au fost studiate mai multe variante.

Încălzirea simultană a lingoului şi a cuptorului de la temperatura ambiantă pînă la 1 200° C a constituit prima variantă. Rezultatele obţinute în acest caz au fost considerate rezultate etalon, fiind folosite pentru compararea cu cele obţinute în cazul celorlalte variante.

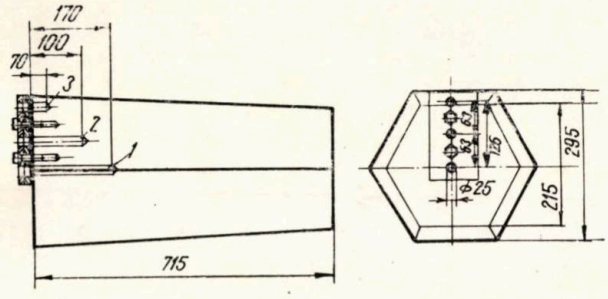


Fig. 1

Curbele de variaţie a temperaturii în cele cinci puncte inclusiv curba care indică diferenţa de temperatură dintre centru şi periferia lingoului sînt date în figura 2. Notarea curbelor din figura 2 şi din următoarele este aceeaşi şi reprezintă : *1* — temperatura lingoului în centru : *2* — temperatura lingoului la distanţa 0,5 r faţă de centru ; *3* — temperatura lingoului la periferie ; *4* — temperatura cuptorului lîngă vatră ; *5* — temperatura cuptorului lîngă boltă ; *6* — gradientul de temperatură.

După cum rezultă din figura 2, în cazul încălzirii lingoului împreună cu cuptorul, timpul de încălzire a durat 3 h şi 10 min, iar diferenţa maximă de temperatură dintre centrul şi periferia lingoului s-a ridicat la 260°C. Valoarea maximă a acestei diferenţe s-a obţinut după 1 h şi 20 min, adică atunci cînd periferia a avut circa 690°C, iar miezul, 430°C.

Cea de-a doua variantă experimentală a constat în încălzirea lingoului prin introducerea acestuia în cuptorul încălzit în prealabil la 800°C (fig. 3).

După încărcarea cuptorului debitul de gaze şi de aer s-a redus, pentru a putea menţine temperatura cuptorului aproximativ constantă, timp de 30 min. În această perioadă, deşi lîngă bolta cuptorului temperatura a suferit o uşoară creştere (curba 5), termocuplul aşezat pe vatră în imediata apropiere a lingoului a indicat o scă-

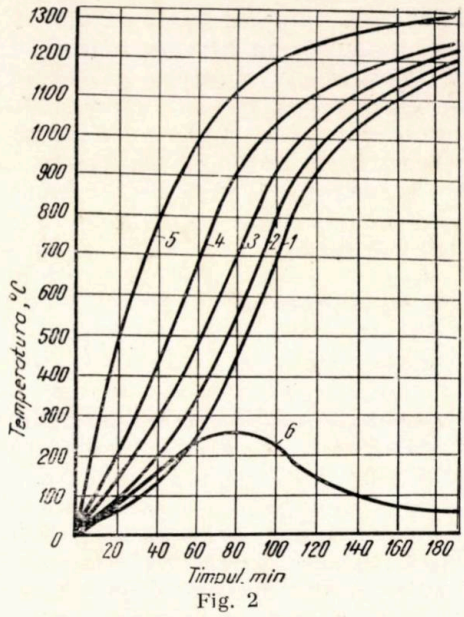


Fig. 2

dere a temperaturii de la 800 la 650°C (curba 4). După 30 min temperatura cuptorului a fost ridicată prin mărirea debitului de combustibil, realizîndu-se încălzirea lingoului în timp de două ore şi treizeci de minute de la încărcare.

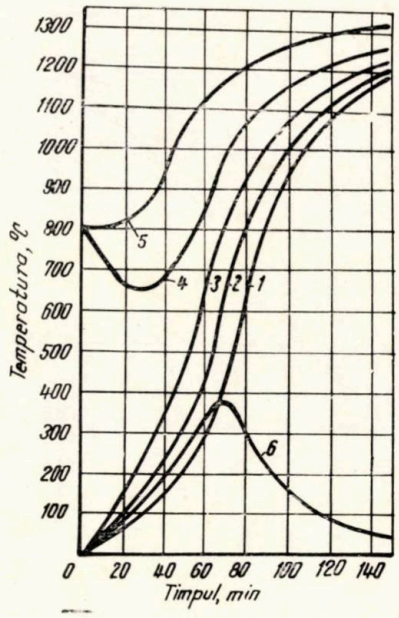


Fig. 3

Reducerea timpului de încălzire de la 3 h şi 10 min la 2 h şi 30 min a dus la majorarea gradientului de temperatură de la 260 la 380°C (curba 6, fig. 3). Valoarea maximă a gradientului de temperatură s-a realizat după circa 1 h şi 8 min, adică în momentul în care lingoul atinsese

temperatura de aproximativ 390°C, în centru, și de 770°C, la periferie. Desigur că în cazul în care cuptorul ar fi fost menținut mai mult timp la temperatura de 800°C, gradientul de temperatură s-ar fi micșorat, iar maximul acestuia s-ar fi deplasat spre dreapta, trecînd astfel în domeniul temperaturilor în care nu mai există pericolul de fisurare sau crăpare a materialului. În schimb, în acest caz, în mod corespunzător s-ar fi prelungit durata de încălzire. Evident că, în cazul prelungirii duratei de menținere la temperatură constantă cu încă 30—40 min, s-ar fi majorat și timpul total de încălzire, aproximativ cu aceeași durată, ajungîndu-se, în final, la același timp ca și în cazul încălzirii lingoului împreună cu cuptorul de la 20°C.

Ținînd seamă că pericolul de fisurare sau crăpare a materialului se anulează în întregime, după ce temperatura miezului atinge valoarea de 500—600°C, în continuare s-a determinat timpul de încălzire și gradientul de temperatură pentru cazul cînd temperatura lingoului în zona centrală avea deja 800°C. În acest caz s-a simulat atît încălzirea lingourilor calde imediat după solidificare, înainte de răcirea completă, cît și reîncălzirea semifabricatelor după forjare. Pentru realizarea acestei experiențe lingoul a fost încălzit în prealabil pînă la 1 200°C, împreună cu cuptorul, iar după aceea a fost răcit în cuptor, pînă cînd termocuplul din zona centrală a indicat 800°C, temperatura mediului din cuptor, lîngă boltă, fiind de 550°C.

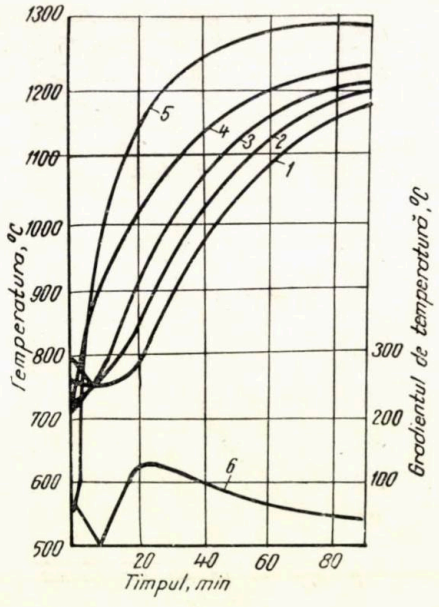


Fig. 4

Curbele de încălzire și gradientul de temperatură, pentru cazul încălzirii lingoului începînd de la temperatura de 800°C, sînt indicate în figura 4.

Din figura 4 se observă că diferența de temperatură dintre centrul și periferia lingoului s-a anulat în decurs de 8 min, iar în continuare a început să crească, atingînd valoarea maximă, de circa 120°C, după aproximativ 20 min de la începerea încălzirii. Durata totală de încălzire s-a redus la 1 h și 30 min.

Evident că, în cazul în care temperatura cuptorului la încărcare ar fi fost mai ridicată, de exemplu de 1 200°C, timpul total de încălzire

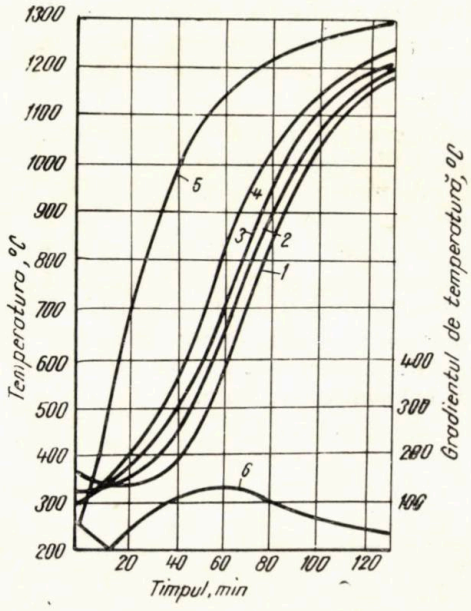


Fig. 5

s-ar fi redus și, în mod corespunzător, s-ar fi mărit gradientul de temperatură. Cum însă majorarea gradientului de temperatură în acest caz nu constituie nici un pericol din punct de vedere al fisurării sau al crăpării materialului, rezultă că introducerea lingourilor avînd temperatura între 700 și 800°C, în cuptoarele încălzite în prealabil la 1 200—1 300°C, ar fi mai avantajoasă în comparație cu varianta analizată în figura 4.

Spre a se putea stabili durata de încălzire și gradientul de temperatură pentru cazul cînd, din diverse motive, lingoul nu poate fi introdus la încălzire imediat după solidificare ci se introduce în cuptor cu oarecare întîrziere, a fost experimentată și varianta încălzirii lingoului de la temperatura de 300°C, pentru periferie, și 360°C, pentru zona centrală. În acest scop lingoul a fost încălzit pînă la 600°C și apoi răcit împreună cu cuptorul, pînă cînd termocuplul de la periferie a indicat temperatura de 300°C. În acest moment, cuptorul a fost încălzit în continuare pînă cînd temperatura la termocuplul intermediar a ajuns la 1 200°C.

În figura 5 sînt reprezentate curbele de încălzire și gradientul de temperatură pentru încălzirea lingoului de la 300°C, la periferie, și 360°C, în centru.

După cum rezultă din figura 5, în cazul încălzirii lingoului de la temperatura de 360°C, timpul de încălzire s-a redus la 2 h și 10 min,

iar gradientul de temperatură a atins valoarea maximă după circa 50 min, adică în momentul în care temperatura lingoului în centru se ridicase deja la 550°C.

Pentru a putea stabili gradientul de temperatură în secţiunea lingoului, în cazul unei încălziri cu viteză maximă, lingoul rece a fost introdus în cuptorul încălzit în prealabil la 1 200 °C. În timpul încălzirii lingoului, termocuplul *4*, adică termocuplul montat pe vatră în imediata apropiere a lingoului, şi-a redus temperatura la 1 100°C.

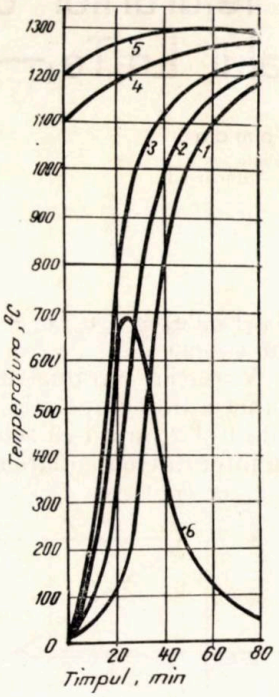


Fig. 6

Curbele de variaţie a temperaturii, în cazul încălzirii forţate, inclusiv diferenţa de temperatură dintre centrul şi periferia lingoului, sînt arătate în figura 6.

După cum rezultă din figura 6, în cazul încălzirii forţate, durata de încălzire s-a redus de la 3 h şi 10 min la 1 h şi 20 min, în schimb gradientul de temperatură a crescut de la 260 la 700°C. Valoarea maximă a gradientului de temperatură s-a obţinut după circa 25 min, adică în momentul în care temperatura în centrul lingoului a ajuns abia la 200°C. Datorită creşterii excesive a gradientului de temperatură, lingoul a crăpat în timpul încălzirii.

Pe baza rezultatelor obţinute cu privire la încălzirea oţelurilor de supape, rezultă că lingourile cu greutatea de 500 kg sau mai mare nu permit a fi introduse în cuptorul încălzit în prealabil la 1 200°C.

Pentru oţelurile sensibile la fisurare în timpul încălzirii, varianta de încărcare a lingoului rece în cuptorul încălzit în prealabil pînă la 800°C, sau răcit pînă la această temperatură, nu prezintă garanţia înlăturării totale a pericolului de fisurare sau crăpare a materialului. Acest lucru se datorează faptului că gradientul de temperatură are valori destul de ridicate, peste 300°C, în perioada în care temperatura în zona centrală se găseşte sub 500°C.

Reducerea substanţială a gradientului de temperatură şi înlăturarea totală a pericolului de fisurare sau crăpare pot fi realizate numai prin încălzirea lingourilor imediat după turnare, cînd temperatura acestora la suprafaţă se găseşte între 700 şi 800°C, în cazuri excepţionale putînd coborî chiar pînă la 300°C.

Încălzirea lingourilor reci o dată cu cuptorul constituie, de asemenea, un mijloc sigur de înlăturare a pericolului de fisurare, dacă oţelul a fost elaborat şi turnat în condiţii corespunzătoare şi dacă încălzirea, prin debitul de combustibil, nu este forţată chiar din primul moment.

RECHERCHES EXPÉRIMENTALES SUR LE CHAUFFAGE DES LINGOTS EN ACIER ALLIÉ

On expose les résultats des essais de chauffage, selon diverses variantes, des lingots en acier à soupapes. En employant des lingots de 500 kg, en acier à soupapes, on a précisé le gradient de température pour plusieurs variantes de chauffage. On a constaté finalement que les lingots en acier à soupapes, qui ont un poids égal ou supérieur à 500 kg, ne peuvent être introduits dans le four chauffé à 1200°C. Le chauffage sans danger de fissuration peut réussir si les lingots sont mis dans le four immédiatement après la solidification. Le danger de fissuration sera complètement éliminé dans le cas aussi où le lingot, après la solidification, s'est refroidi jusqu'à 300°C (température de la surface).

De même, le chauffage du lingot exécuté simultanément avec celui du four, à partir de 20°C, à vitesse réduite au début, fait éviter l'apparition des fissures dues aux tensions thermiques.

L'introduction du lingot froid dans le four chauffé à 800°C environ et la continuation du chauffage du four et du lingot ne garantissent pas l'élimination totale du risque de fissuration.

RESEARCHES ON ALLOY-STEEL INGOT HEATING

The paper presents results of heating experiments, caried-ut on various types of valve steel ingots. Using 500 kg valve steel ingots, temperature gradient was established for various heating curves. Based on obtained data it was established that valve steel ingots with equal and greater weight than 500 kg can hot be introduced in the furnace heated at 1 200°C. Heating without cracking danger may be succesfully carried-out if ingots are introduced in the heating furnace immediately after solidification. Cracking danger may be completely avoided also if, due to various motives, the ingot is allowed to cool down after solidification till a skin temperature of 300°C is attained.

Simultaneous heating of ingot and furnace with low heating rates from 20°C may lead to avoidance of cracks due to thermal stresses.

Cool ingot loading at 800°C in the heated furnace and maintaining of furnace and ingot heating does not warrant a complete elimination of cracking danger.

BIBLIOGRAFIE

[1] Kuroedov V. A. *Încălzirea lingourilor mari*. Moscova, Maşinostroitelnoi literaturi, 1955.

[2] Finlayson P. C. şi Schofield J. S. *Încălzirea pentru forjare într-un cuptor cu vatră mobilă*. Journal of The Iron and Steel Institute, vol.193, partea a 3-a, noiembrie, 1959, p. 238.

[3] Poquet A. şi Marillon Y. *Stabilirea normelor de încălzire pentru lingourile mari de forje*. Revue de Metalurgie, septembrie 1966, p. 673.

Structura şi proprietăţile telururilor de lantan, ceriu şi plumb în intervalul Ln_3Te_4—Ln_2PbTe_4

Dr. ing. A. Aloman
Insitutul politehnic
"Gh. Gheorghiu-Dej" – Bucureşti

CZ 669.777 :546.241 :541.6

În continuarea cercetărilor [1], [2], efectuate în triunghiul de concentraţie Ln_2Te_3 — Ln_3Te_4—Ln_2PbTe_4, se prezintă rezultatele studierii materialelor în intervalul Ln_3Te_4 — Ln_2PbTe_4.

Compusul Ln_3^{3+} — Te_4^{2-} posedă o reţea cristalină perfectă, de tip Th_3P_4. Formula lui chimică nu respectă regula valenţei. Există un surplus de un electron pe unitate de formulă.

Compusul $Ln_2^{3+}Pb^{2+}Te_4^{2-}$ are, de asemenea, o reţea fără vacanţe, de tip Th_3P_4. Compusul respectă regula valenţei şi criteriul semiconductibilităţii al lui Hulliger şi Mooser [3].

Legătura chimică în trecerea de la compusul Ln_3Te_4 la compusul Ln_2PbTe_4 variază de la iono-covalentă-metalică la iono-covalentă.

Pentru soluţiile solide din intervalul Ln_3Te_4 — Ln_2PbTe_4 nu se respectă regula valenţei, există un surplus de electroni, iar reţeaua cristalină nu conţine vacanţe. Materialele reprezintă soluţii solide de substituţie.

Compoziţia materialelor studiate, parametrul reţelei şi densitatea în intervalele La_3Te_4 — La_2PbTe_4 şi Ce_3Te_4 —Ce_2PbTe_4 sînt prezentate în tabela 1.

Variaţia parametrului reţelei cristaline, în funcţie de compoziţia prezentată grafic în figurile 1 şi 2, arată că soluţiile solide de substituţie în intervalele studiate respectă regula lui Vegard.

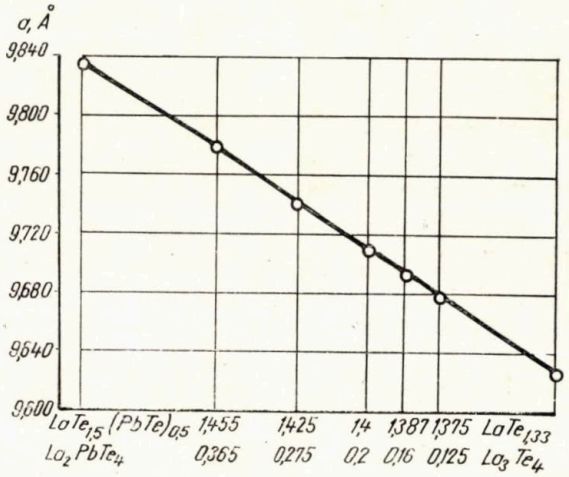


Fig. 1

Tabela 1

Intervalul	Formula	Ln, %	Pb, %	Te, %	a, Å	d, g/cm³
La_3Te_4—La_2PbTe_4	La_2PbTe_4	27,9093	20,8129	51,2778	9,834	7,00
	$LaTe_{1,455}(PbTe)_{0,365}$	31,0914	16,9255	51,9831	9,786	6,90
	$LaTe_{1,425}(PbTe)_{0,275}$	33,6433	13,8148	52,5419	9,740	6,86
	$LaTe_{1,4}(PbTe)_{0,2}$	36,1246	10,7768	53,0986	9,718	6,85
	$LaTe_{1,375}(PbTe)_{0,125}$	38,9956	7,2708	53,7336	9,678	6,87
	La_3Te_4	45,0083	—	54,9917	9,627	6,87
Ce_3Te_4—Ce_2PbTe_4	Ce_2PbTe_4	28,0855	20,7620	51,1525	9,761	7,10
	$CeTe_{1,455}(PbTe)_{0,365}$	31,2790	16,8795	51,8415	9,700	7,08
	$CeTe_{1,425}(PbTe)_{0,275}$	33,8438	13,7616	52,3946	9,668	7,02
	$CeTe_{1,4}(PbTe)_{0,2}$	36,3266	10,7427	52,9307	9,638	7,11
	$CeTe_{1,375}(PbTe)_{0,125}$	39,2037	7,2432	53,5531	9,597	7,13
	Ce_3Te_4	45,1697	—	54,8303	9,550	7,02

Materialele din acest interval pot fi descrise cu ajutorul formulei generale:

$$(Ln_y^{3+}\ Pb_x^{2+})_3\ Te_4^{2-} \cdot V_{1-(y+x)} \cdot e^{1-}\ 3(3y+2x)-8, \quad (1)$$

unde

$$0 \leqslant x \leqslant 1/3$$

$$2/3 \leqslant y \leqslant 1$$

$$y + x = 1$$

$$0 \leqslant e^{-1} \leqslant 1$$

$$V = 0$$

la $x = 0$ $\begin{cases} y = 1 \\ V = 0 \rightarrow Ln_3Te_4 \\ e^{1-} = 1 \end{cases}$

la $x = 1/3$ $\begin{cases} y = 2/3 \\ V = 0 \rightarrow Ln_2PbTe_4 \\ e^{1-} = 0 \end{cases}$

Deoarece elementul lantanid este trivalent iar plumbul este bivalent, prin substituţia atomilor de lantanide de către atomii de Pb, la trecerea de la compusul Ln_3Te_4 la compusul Ln_2PbTe_4 concentraţia surplusului de electroni se va micşora.

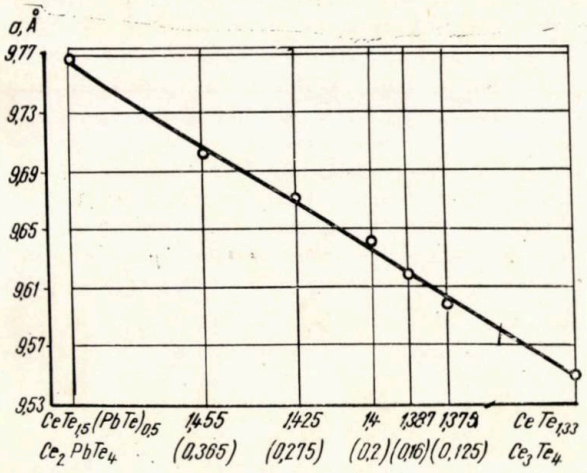


Fig. 2

Pentru soluţiile solide de substituţie din acest interval calculul concentraţiei teoretice a surplusului de electroni se poate efectua cu ajutorul formulei:

$$n = k\ [3\ (3y + 2x) - 8]$$

Întrucît razele ionilor Ln^{3+} şi Pb^{2+} diferă cu aproximativ 15% [2], substituţia atomilor de lantanide de către atomii de plumb va produce o deformare a reţelei cristaline.

În figurile 3, 4, 5 şi 6 sînt prezentate variaţia rezistivităţii ρ, a forţei termoelectromotoare α, a coeficientului de putere termoelectrică α^2/ρ, a mobilităţii μ şi a concentraţiei purtătorilor de sarcină n, în funcţie de compoziţie, în intervalele La_3Te_4 — La_2PbTe_4 şi Ce_3Te_4 — Ce_2PbTe_4. În tabela 2 se prezintă, pe lîngă aceste date, şi valorile conductibilităţii termice x, ale

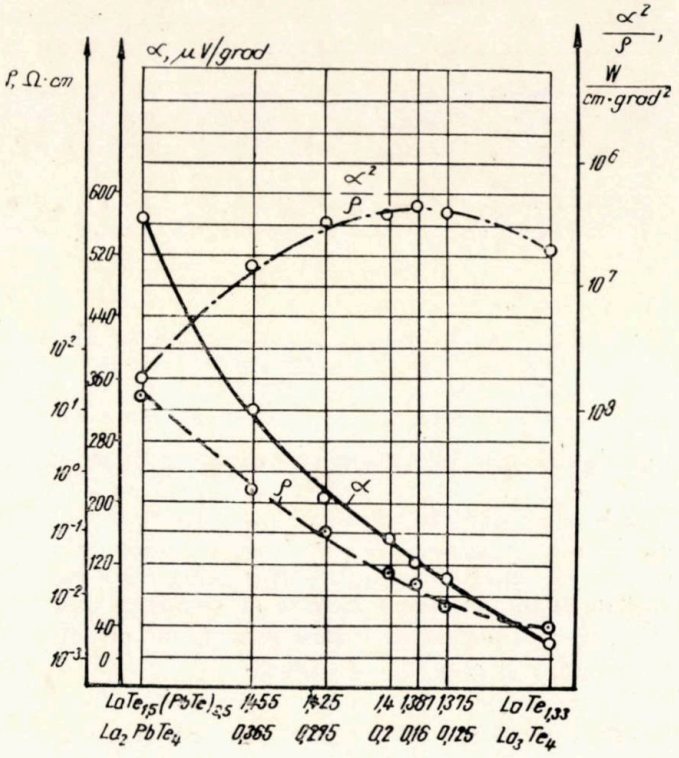


Fig. 3

figurii de merit Z şi ale constantei Hall R_H.

Rezistivitatea creşte, de exemplu, pentru intervalul La_3Te_4 — La $PbTe_4$ (fig. 3) de la $2{,}7 \cdot 10^{-3}$ $\Omega \cdot$ cm, pînă la $1{,}14 \cdot 10^{1}$ $\Omega \cdot$ cm.

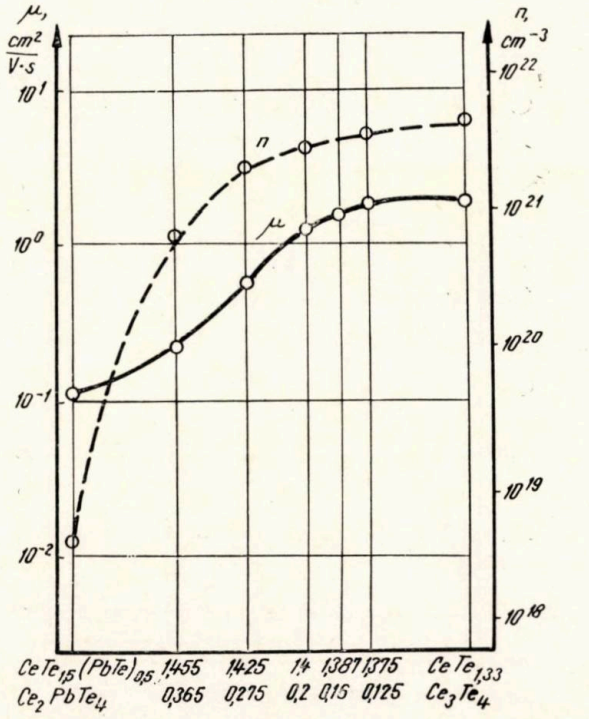


Fig. 4

Tabela 2

Intervalul	Formula	ρ, $\Omega \cdot cm$	α, $\frac{\mu V}{grad}$	α^2/ρ, $\frac{W}{cm \cdot grad^2}$	$\varkappa$, $\frac{W}{cm \cdot grad}$	z, $grad^{-1}$	R_H, $\frac{cm^3}{c}$	n, cm^{-3}	μ, $\frac{cm^2}{V \cdot s}$
$La_3Te_4 - La_2PbTe_4$	La_2PbTe_4	$1{,}14 \cdot 10^{1}$	-573	$2{,}5 \cdot 10^{-8}$	0,0085	$2{,}94 \cdot 10^{-6}$	$-3{,}13$	$2 \cdot 10^{18}$	$2{,}74 \cdot 10^{-1}$
	$LaTe_{1,455}(PbTe)_{0,365}$	$6{,}9 \cdot 10^{-1}$	-321	$2 \cdot 10^{-7}$	—	—	$-2{,}42 \cdot 10^{-1}$	$2{,}59 \cdot 10^{19}$	$3{,}5 \cdot 10^{-1}$
	$LaTe_{1,425}(PbTe)_{0,275}$	$1 \cdot 10^{-1}$	-209	$5{,}8 \cdot 10^{-7}$	0,010	$5{,}8 \cdot 10^{-5}$	$-0{,}4 \cdot 10^{-1}$	$1{,}56 \cdot 10^{20}$	$4 \cdot 10^{-1}$
	$LaTe_{1,4}(PbTe)_{0,2}$	$4 \cdot 10^{-2}$	-159	$6 \cdot 10^{-7}$	—	—	$-2{,}8 \cdot 10^{-3}$	$2{,}23 \cdot 10^{20}$	$7 \cdot 10^{-1}$
	$LaTe_{1,375}(PbTe)_{0,125}$	$8{,}4 \cdot 10^{-3}$	-99	$6{,}4 \cdot 10^{-7}$	—	—	$-8{,}45 \cdot 10^{-3}$	$7{,}4 \cdot 10^{20}$	1
	La_3Te_4	$2{,}7 \cdot 10^{-3}$	-17	$1{,}41 \cdot 10^{-7}$	0,034	$3{,}7 \cdot 10^{-6}$	$-6{,}25 \cdot 10^{-3}$	$1 \cdot 10^{21}$	2,32
$Ce_3Te_4 - Ce_2PbTe_4$	Ce_2PbTe_4	$1 \cdot 10^{1}$	-506	$2{,}4 \cdot 10^{-8}$	—	—	$-1{,}1$	$5{,}7 \cdot 10^{18}$	$1 \cdot 10^{-1}$
	$CeTe_{1,455}(PbTe)_{0,365}$	$1{,}5 \cdot 10^{2}$	-300	$5{,}95 \cdot 10^{-6}$	—	—	$-0{,}75 \cdot 10^{-2}$	$8{,}33 \cdot 10^{20}$	$2 \cdot 10^{-1}$
	$CeTe_{1,425}(PbTe)_{0,275}$	$3{,}8 \cdot 10^{3}$	-210	$1{,}4 \cdot 10^{-5}$	—	—	$-2 \cdot 10^{-3}$	$3{,}12 \cdot 10^{21}$	$5 \cdot 10^{-1}$
	$CeTe_{1,4}(PbTe)_{0,2}$	$1{,}7 \cdot 10^{3}$	-151	$1{,}4 \cdot 10^{-5}$	—	—	$-1{,}7 \cdot 10^{-3}$	$3{,}67 \cdot 10^{21}$	1
	$CeTe_{1,375}(PbTe)_{0,125}$	$1{,}15 \cdot 10^{3}$	-89	$5{,}3 \cdot 10^{-6}$	—	—	$-1{,}645 \cdot 10^{-3}$	$3{,}8 \cdot 10^{21}$	1,43
	Ce_3Te_4	$1 \cdot 10^{-3}$	-27	$6{,}9 \cdot 10^{-7}$	—	—	$-1{,}56 \cdot 10^{-3}$	$4 \cdot 10^{21}$	1,56

Creşterea rezistivităţii este cauzată atît de micşorarea concentraţiei purtătorilor de sarcină, cît şi de micşorarea mobilităţii lor (fig. 5), ambele fenomene datorîndu-se substituţiei atomilor de lantanide de către atomii de plumb cu valenţă şi rază ionică diferite.

Forţa termoelectromotoare creşte în acest interval de la -17 μV/grad, pentru La_3Te_4, pînă la $-$ 573 μ V/grad, pentru La_2PbTe_4 (de la $-$ 27 μV/grad pînă la $-$ 506 μ V/grad pentru Ce_3Te_4 şi Ce_2PbTe_4). Această creştere este cauzată în special de micşorarea concentraţiei electronilor.

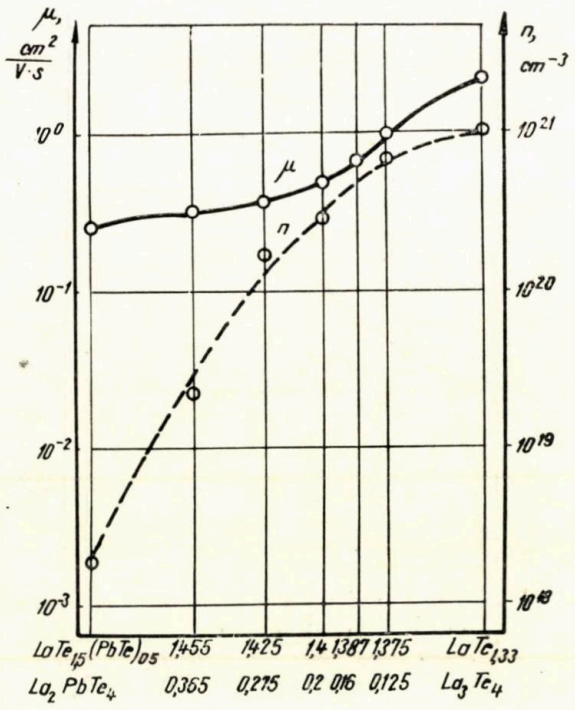


Fig. 5

Conductibilitatea termică în acest interval (tabela 2) variază de la 0,034 w/cm · grad, pentru compusul La_3Te_4, pînă la 0,0085 w/cm · ·grad, pentru compusul La_2PbTe_4. Această scădere a conductibilităţii termice se datorează atît micşorării componentei electronice, cît şi micşorării componentei fononice, în urma împrăştierii fononilor de către atomii de plumb.

În lucrările anterioare [1], [2] s-a arătat că conductibilitatea termică în compusul La_2Te_3 este egală cu 0,012 w/cm · grad.

Avînd în vedere că în compuşii La_2Te_3 şi La_2PbTe_4 nu există electroni liberi, se poate considera, în urma rezultatelor experimentale obţinute, că împrăştierea fononilor de către atomii de plumb care ocupă 1/3 din poziţiile cationice în reţeaua compusului ternar

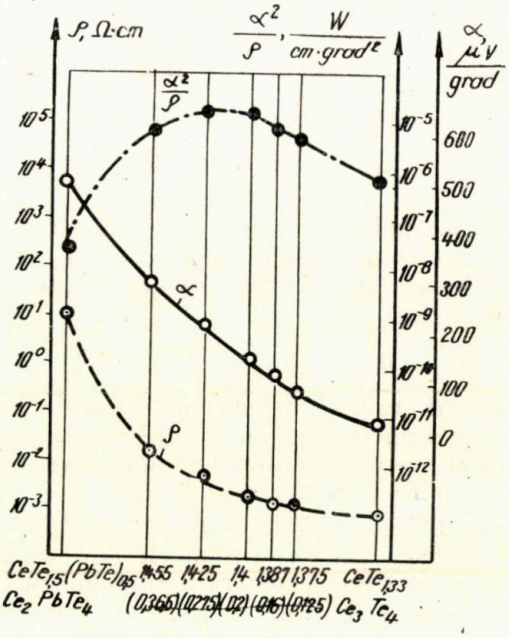


Fig. 6

La_2PbTe_4 este mai mare decît împrăștierea lor cauzată de existența a 4/3 vacanțe în celula elementară a compusului binar La_2Te_3.

În intervalul La_3Te_4 — La_2PbTe_4, figura de merit la temperatura camerei atinge valoarea maximă $z = 5{,}8 \cdot 10^{-5}$ grad^{-1} pentru compoziția $LaTe_{1.425}$ $(PbTe)_{0.275}$.

În intervalul Ce_3Te_4 — Ce_2PbTe_4 valorile coeficientului de putere termoelectrică sînt substanțial mai ridicate. Astfel, pentru materialele $CeTe_{1.425}$ $(PbTe)_{0.275}$ și $CeTe_{1.1}$ $(PbTe)_{0.2}$ la temperatura camerei, $\alpha^2/\rho = 1{,}4 \cdot 10^{-5}$ w/cm·grad^2. Considerînd conductibilitatea termică $x \approx 0{,}01$ w/cm·grad, rezultă un coeficient de eficiență termoelectrică $z \approx 1{,}4 \cdot 10^{-3}$ grad^{-1}, ceea ce recomandă aceste materiale ca avînd perspective de aplicare ca materiale termoelectrice.

În lucrări ce vor fi prezentate ulterior, se va constata că performanțele termoelectrice ale materialelor din sistemul Ln_2Te_3 — Ln_3Te_4 — Ln_2PbTe_4 cresc la temperaturi ridicate, ceea ce este foarte important pentru utilizarea lor în termoelectrogeneratori.

LA STRUCTURE ET LES PROPRIÉTÉS DES TELLURURES DE LANTHANE, DE CÉRIUM ET DE PLOMB DANS L'INTERVALLE Ln_3Te_4 — Ln_2PbTe_4

On présente la variation de la structure et des propriétés thermo-électriques en fonction de la composition, dans l'intervalle Ln_3Te_4—Ln_2PbTe_4.

Dans cet intervalle, les matériaux sont des solutions solides de substitution qui suivent la régle de Vegnard.

La liaison chimique mixte varie depuis l'iono-covalence métallique jusqu'á l'iono-covalence.

L'alliage avec le plomb provoque une amélioration des caractéristiques thermo-électriques des composés La_3Te_4 et Ce_3Te_4. Les résultats des expériences prouvent que cette amélioration est plus importante dans le cas des matériaux à base de cérium et recommandent leur emploi dans les générateurs thermo-électriques.

STRUCTURE AND PROPERTIES OF LANTHANUM, CERIUM AND LEAD TELLURIDES IN THE Ln_2Te_4—Ln_2PbTe_4 DOMAIN

The paper presents structure and thermoelectric property change with composition in the Ln_2Te_4 — Ln_2PbTe_4 domain.

Materials belonging to the latter are substitution solid solutions obeying Vegard's rule.

The mixt chemical bondage in the interval varies from ionic-covalent-metallic to ionic-covalent.

Alloying with lead generates an improvement of thermoelectric characteristics for the La_3Te_4 and Ce_3Te_4 compounds. Experiments demonstrate that improvement is more accentuated for materials on cerium and point out the latter for utilization in thermo-electrogenerators.

BIBLIOGRAFIE

[1] Aloman A., Gorelik S. S. și Maloveţkaia V. M. *Structura și proprietățile telururilor de lantan și ceriu în intervalul Ln_2Te_3 la Ln_3Te_4*. Metalurgia, nr. 2, 1968, p. 72.

[2] Aloman A., Gorelik S. S. și Moloveţkaia V. M. *Structura și proprietățile telururilor de lantan, ceriu și plumb în intervalul Ln_2Te_3 la Ln_2PbTe_4*. Metalurgia, nr. 4, 1968. p. 203.

[3] Hulliger F. și Mooser E. *Progress in solid state chemistry*. Vol. 2, London, Pergamon, 1965, p. 330

Infiltrarea produselor sinterizate cu metal lichid

Ing. P. HERȘCOVICI și ing. S. BUȚNESCU
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 621.762.55 :669 – 154

Tehnica metalurgiei pulberilor permite să se obțină o gamă largă de produse cu caracteristici diferite prin variația factorilor tehnologici. Porozitatea produselor obținute în general prin această tehnologie este avantajoasă, în cazul pieselor autoungătoare, însă trebuie eliminată prin diferite procedee, în cazul pieselor mecanice sau de etanșare.

Pentru realizarea pieselor etanșe se folosesc mai multe procedee: creșterea presiunilor de presare a pulberilor metalice, presarea la cald, dublă presare cu dublă sinterizare, prelungirea duratei de sinterizare la temperaturi mai ridicate

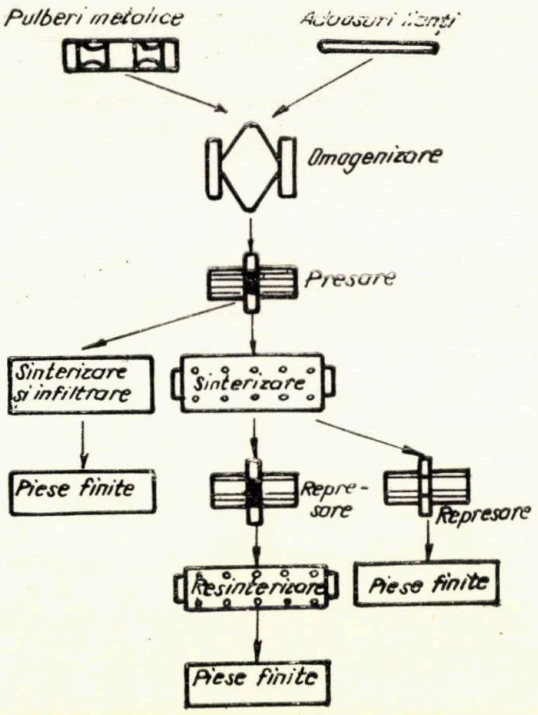


Fig. 1

etc. Acestor procedee li se adaugă, cu o serie de avantaje tehnico-economice, tehnologia infiltrării cu metal lichid (fig. 1). Procedeul constă în infiltrarea unui schelet metalic primar, cu un alt metal sau aliaj cu punctul de topire mai coborît și care prezintă solubilități reciproce limitate sau insolubilitate completă.

Infiltrarea se poate realiza fie prin imersia completă a scheletului primar în metalul topit, fie prin aducerea scheletului metalic în contact cu metalul infiltrant în stare solidă și prin încălzirea lor împreună, în atmosferă protectoare, la o temperatură cuprinsă între punctele de topire ale celor două metale. Reacțiile care au loc în timpul perioadei de infiltrare sînt analoge cu acelea care au loc în timpul sinterizării amestecurilor de pulberi în prezența fazei lichide [8].

Din punct de vedere tehnologic, la procesul de infiltrare se impun unele condiții suplimentare (față de sinterizarea clasică) și anume: durata necesară realizării pătrunderii metalului infiltrat în corpul poros să fie scurtă, lichidul și solidul să nu reacționeze între ele și să formeze un aliaj cu un volum specific identic sau mai mare decît volumul specific anterior infiltrării, iar fenomenele care apar la solidificare (schimbarea dimensiunilor, expulzarea gazelor din lichid etc.) să nu provoace porozități suplimentare sau expulzarea metalului infiltrat [4].

Alegerea sistemelor care se pretează la infiltrare, a metalelor pentru infiltrare, dirijarea direcției de solidificare, reducerea efectelor schimbărilor care apar la solidificare și alte aspecte ale procesului de infiltrare au făcut obiectul mai multor cercetări [5], [6]. Rezultatele bune s-au obținut în special la două grupe de sisteme binare: W—Cu și Fe—Cu.

În prima grupă se combină caracteristicile de rezistență la uzură ale componentului cu punct ridicat de topire (W) cu proprietățile de conductibilitate ale componentului cu punct coborît de topire (Cu).

Sistemul Fe—Cu satisface în mai mare măsură condițiile de bază ale infiltrării: punctele de topire ale celor două metale sînt distanțate, solubilitatea reciprocă este redusă și lipsesc fazele cu punct ridicat de topire care ar putea să împiedice procesul de infiltrare (solubilizarea Fe γ în Cu lichid duce la creșterea temperaturii de topire a cuprului de la 1 083 la 1 094° C și la formarea unui aliaj de cupru, care conține 2,3% Fe și Fe γ solid, care conține aproximativ 8% cupru absorbit).

Prețul redus al pulberii de fier și fabricația curentă în cantități mari a pulberii de cupru au dus la realizarea unor produse ieftine și cu caracteristici superioare în cazul pieselor sinterizate din pulbere de fier și infiltrate cu cupru. Infiltrarea este o tehnică deosebit de avantajoasă în special pentru creșterea durității pieselor, pentru realizarea pieselor cu un raport între înălțime și diametrul exterior (H : D) care nu se poate obține printr-o presare obișnuită, pentru piesele care în exploatare sînt supuse unor solicitări variate și combinate, trebuind deci să fie executate din două tipuri de materiale etc. [3].

Materiile prime. La elaborarea comprimatului și la pregătirea infiltratului s-au folosit pulberi de fier, cupru, feromangan și zinc.

Pulberile de fier obținute prin metoda pulverizării fontei lichide, urmată de decarburare, conținînd circa 0,1% C și 1,5% O_2, au fost sitate prin sita de 0,12 mm.

În cadrul lucrărilor s-au experimentat și pulberi de fier cu un conținut de oxigen mai mic decît cel realizat în mod curent în pilot, printr-o reducere suplimentară, urmărindu-se dacă în acest caz infiltrarea metalului nu este înlesnită.

Pulberile de cupru utilizate în experimentări provin din producția industrială a Combinatului chimico-metalurgic — Baia Mare. Pulberile de zinc au fost obținute prin pulverizare, iar cele de feromangan, prin măcinare.

Compoziții — schelet și infiltrant. Dacă un schelet de fier cu o porozitate intercomunicantă de 15 — 25% este impregnat cu cupru sau cu un aliaj pe bază de cupru, astfel încît toți porii să fie umpluți efectiv cu aliajul respectiv, piesa rezultată este denumită „piesă infiltrată cu cupru".

Comprimatele obișnuite din pulberi de fier cu 2 — 10% pulbere de cupru în amestecul de pulberi omogenizat înainte de operația de presare nu intră în această categorie [6].

Din diagrama de echilibru Fe—Cu rezultă avantajele pe care le prezintă combinarea celor două metale, în general pentru tehnica metalurgiei pulberilor, pînă la un conținut de circa 20% Cu, și în special în cazul produselor de fier infiltrate cu un conținut de 15 — 25% Cu.

Adaosul de 1% grafit reduce efectul creșterii de volum cauzat de cupru. Creșterea de volum este redusă și în cazul utilizării unei pulberi de fier care conține 0,6% carbon legat. Pentru obținerea unor proprietăți superioare de rezistență și pentru realizarea unor produse ale căror dimensiuni nu se modifică prin sinterizare, s-au experimentat compoziții cu 15 și 20% Cu și 1% grafit, obținute prin infiltrare, plecînd de la un comprimat primar cu compoziția A (Fe + 1% grafit). În paralel, pentru comparație s-a realizat compoziția B (Fe + 15% Cu + + 1% grafit) din amestec omogenizat de pulberi, prin presare și sinterizare.

Experimentările s-au executat pe epruvete normalizate (fig. 2).

În ceea ce privește infiltrantul, dificultățile se reduc nu numai la determinarea cantitativă a cuprului deoarece, datorită solubilității fierului în cuprul lichid, scheletul de fier se erodează, mai ales în zonele exterioare ale piesei. Se

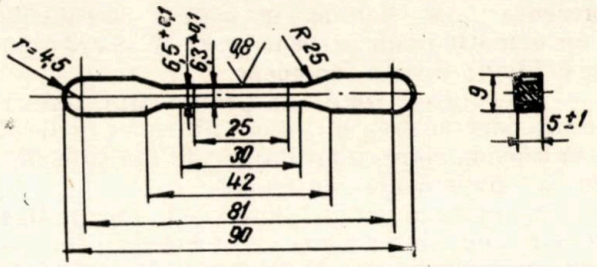


Fig. 2

poate folosi cupru prealiat cu fier, prealiaje de Cu—Fe—Mn, prealiaje de Cu—Co, prealiaje de Cu—Fe—Zn etc. [5]. [7]. Infiltrantul poate fi sub formă de pulbere, comprimat din pulberi sau semifabricat turnat.

În experimentări s-a folosit varianta infiltrantului sub formă de pulbere, care prezintă avantajul unei posibilități de dozare precisă și, în plus, permite uneori ca prin presare să se obțină un comprimat cu aceeași formă ca scheletul. În acest caz aceeași matriță poate folosi atît la presarea comprimatului primar, cît și a infiltrantului.

În cazul folosirii cuprului ca infiltrant s-a observat și în experimentările proprii apariția fenomenului de erodare, menționat de diverse cercetări [1], [6], [8]. De altfel, experimentările cu această compoziție de infiltrant au fost efectuate pentru a avea anumite etaloane privind diverse grade de erodare ale scheletului din pulberi de fier, comparativ cu următorii infiltranți experimentați: Cu—Fe—Mn și Cu—Fe—Zn.

În același timp s-a putut verifica interacțiunea dintre fenomenul de erodare și procesul reciproc de solubilizare a fierului și a cuprului. Infiltranții Cu—Fe—Mn și Cu—Fe—Zn se pot elabora fie prin amestecarea pulberilor respective în compozițiile dorite, fie prin pulverizarea aliajului topit cu ajutorul unui fluid sub presiune. Ultima metodă duce la pulberi mai omogene dar, ținînd seama de cantitățile necesare reduse în experimentări s-au utilizat numai sortimente de infiltranți obținute prin amestecarea pulberilor respective, și anume:

— pulberi de cupru electrolitice cu pulberi de feromangan (80,4% Mn), măcinate și sitate, omogenizate la compoziția de Cu—Fe 5% — — Mn 5%. Cantitatea de 5% Mn în infiltrant a fost adăugată atît pentru îmbunătățirea pro-

prietăților fizico-mecanice, cît și pentru îmbunătățirea calității suprafeței;

— pulberi de cupru electrolitice cu pulberi de fier și zinc la compoziția Fe 7% —Zn 3%. Pulberea de zinc a fost adăugată pentru îmbunătățirea proprietăților de alungire a pieselor finite.

Întrucît fenomenele care au loc în cursul infiltrării sînt analoge cu acelea care au loc în cursul sinterizării amestecurilor de pulberi în prezența fazei lichide, în cadrul cercetărilor s-au urmărit două procedee care să poată pune în evidență aceste fenomene:

— executarea unui comprimat din pulbere de fier, sinterizarea lui, apoi infiltrarea realizată prin imersia comprimatului în pulberi și încălzirea la temperaturi convenabile;

— executarea unui comprimat din pulberi de fier, apoi sinterizarea lui efectuată concomitent cu infiltrarea prin imersia comprimatului în pulberea de cupru, deci un tratament termic comun de sinterizare—infiltrare.

Variația parametrilor tehnologici. Principalii parametri care intervin în procesul tehnologic și care s-au variat în experimentări au fost: porozitatea scheletului din pulberi în funcție de presiunea de presare folosită la obținerea comprimatului și de viteza de încălzire, durata, temperatura și viteza de răcire la operațiile de infiltrare și sinterizare—infiltrare.

Ca utilaj s-a folosit: o presă hidraulică cu puterea de 100 t, un cuptor electric cu vatră în care se introduce cutia de sinterizare cu atmosferă de gaz protector și o instalație pentru determinarea variației rezistivității electrice în cursul operațiilor de sinterizare și infiltrare, în funcție de temperatură.

Produsele obținute au fost caracterizate prin următoarele proprietăți: greutatea specifică, porozitatea finală, duritatea, rezistența la tracțiune, alungirea, rezistivitatea electrică, modificările dimensionale și structurale, gradul de omogenitate.

Pentru obținerea scheletului din pulberi cu compozițiile A (Fe + 1% grafit) și B (Fe + +15%Cu+1% grafit), s-au încercat, ca lianți de presare, parafina 3% și stearatul de zinc solubilizat în oleină în proporție de 0,05% din greutatea amestecului de pulberi.

Rezultate satisfăcătoare în sensul realizării unei compactități superioare a probelor s-au obținut prin utilizarea stearatului de zinc la o presiune specifică de 7 tf/cm², obținîndu-se densități cuprinse între 6,3 și 6,45 g/cm³, epruvetele prezentînd o porozitate convenabilă pentru compoziția aleasă (15 și 25%). La presiunea de 7 tf/cm² curba de presabilitate este departe de a tinde către o asimptotă.

Comprimatele, avînd porozitatea de 15—25%, au fost supuse infiltrării prin două metode: sinterizare și infiltrare realizată simultan sau sinterizare și infiltrare ulterioară.

În ambele cazuri s-au folosit cele trei tipuri de infiltranți, menționați mai înainte, utilizați sub formă de pulbere. În cazul cuprului ca infiltrant, epruvetele au prezentat erodări pronunțate (fig. 3), fenomen înlăturat la infiltrantul tip Cu—Fe—Mn (fig. 4).

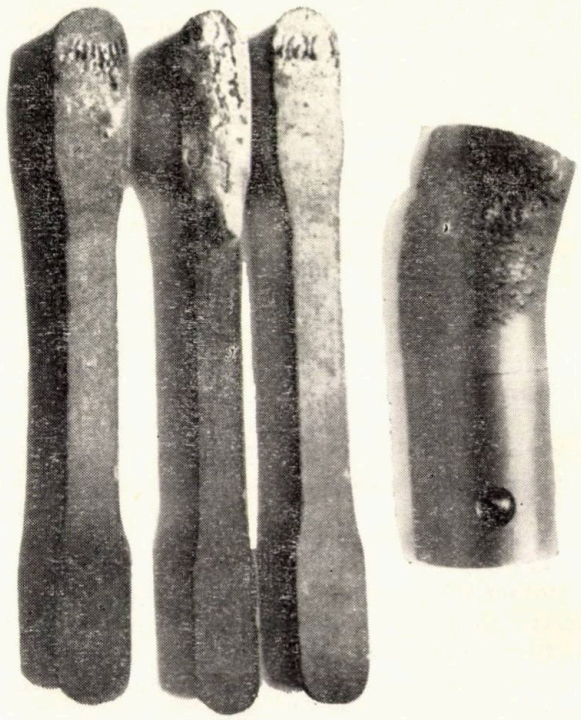


Fig. 3

S-a constatat în același timp o desprindere ușoară a materialului rezidual de pe suprafața piesei, fără a fi necesare prelucrări mecanice ulterioare. Aceasta se poate explica prin existența unui schelet poros de oxid manganos rezistent la temperatura de infiltrare, datorită unei energii libere de formare superioare celei a oxizilor de cupru și fier (38 kcal/mol pentru Cu, 0,80 kcal/mol pentru FeO și 135 kcal/mol pentru MnO), reductibili la temperatura de circa 1 100° C. Natura însăși a acestui oxid manganos împiedică aderența reziduului de suprafața piesei.

Al treilea infiltrant metalic încercat a fost un prealiaj Cu— Fe 7% — Zn 3%. Acest prealiaj, cu punct de topire de 1 075° C, a dus la rezultate pozitive, similare și în ceea ce privește calitatea suprafeței piesei.

Viteza de încălzire în toate încercările s-a menținut de circa 5° C/min, piesa ajungînd la temperatura de sinterizare—infiltrare în timp de 3 h și 45 min. Această viteză a permis eliminarea liantului de presare, a tensiunilor interne remanente, rezultate la operația de presare, și preîntîmpinarea eventualelor deformări ale comprimatului.

Durata de sinterizare — infiltrare a fost stabilită experimental, efectuîndu-se încercări cu durate între 20 pînă la 60 min.

Valorile proprietăților fizico-mecanice ale epruvetelor sînt apropiate, pentru duratele cuprinse între 30 și 60 min.

De asemenea, în cazul procedeului de sinterizare — infiltrare, temperaturile de sinterizare au fost variate între 1 120 și 1 150° C. S-a observat că temperaturile mai mari de 1 130° C duc la o slăbire a rigidității scheletului metalic și la o deformare pronunțată a geometriei piesei.

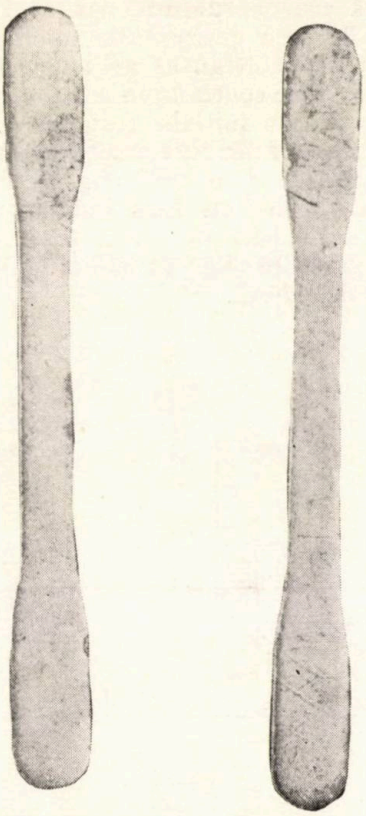


Fig. 4

S-a stabilit experimental că temperatura optimă este cuprinsă între 1 120 și 1 130° C. Răcirea materialului de la temperatura de sinterizare s-a făcut în două variante.

În primul caz epruvetele au fost răcite în cuptor cu o viteză de 5° C/min pînă la 800° C, după care cutia de sinterizare a fost scoasă din cuptor și răcită cu apă.

În al doilea caz răcirea s-a efectuat lent (5° C/min) în cuptor, pînă la 200° C, și apoi cu apă. Nu s-au constatat diferențe sensibile între valorile proprietăților fizico-mecanice ale produselor obținute în cele două variante de răcire.

Caracterizarea produselor finite și interpretarea rezultatelor. Materialele obținute prin cele două procedee tehnologice menționate (sinterizarea urmată de infiltrare și sinterizarea simultană cu infiltrarea) au fost comparate cu produsele sinterizate din amestecuri omogenizate de pulberi și cu datele din literatura de specialitate. Proprietățile fizico-mecanice principale care au fost luate în considerație în vederea comparării și pentru caracterizarea materialului au fost: greutatea specifică, porozitatea finală, duritatea, rezistența la tracțiune, alungirea, rezistența electrică specifică, modificările structurale și dimensionale.

Dintre aceste proprietăți, un interes deosebit pentru piesele obținute prin tehnica infiltrării îl prezintă compactitatea materialului, reflectată prin două caracteristici fizice invers proporționale: greutatea specifică și porozitatea.

Valorile greutăților specifice obținute în experimentări sînt înscrise în diagrama din figura 5 și confirmă avantajele procedeului tehnologic de infiltrare. Valorile reprezintă mediile aritmetice a 30 epruvete pentru fiecare compoziție de schelet și infiltrant folosit, în condițiile parametrilor tehnologici optimi. Se observă că, la toate compozițiile infiltrate, valoarea greutății specifice se situează în intervalele superioare (mai mare de 7,65 g/cm³) celor prevăzute de unele standarde și norme străine. Totodată ele concordă și cu rezultatele menționate în unele cercetări străine [6].

Valorile au fost confirmate și de încercările de determinare a porozității, epruvetele infiltrate prezentînd o porozitate remanentă de 1,5 — 2,5%. Din determinările efectuate prin metoda cîntăririi hidrostatice a rezultat că această porozitate provine numai din porii izolați, observați și în microstructurile din figurile 6 și 7 (*a* — rețea de cupru; *b* — masă de bază; *c* — porozități).

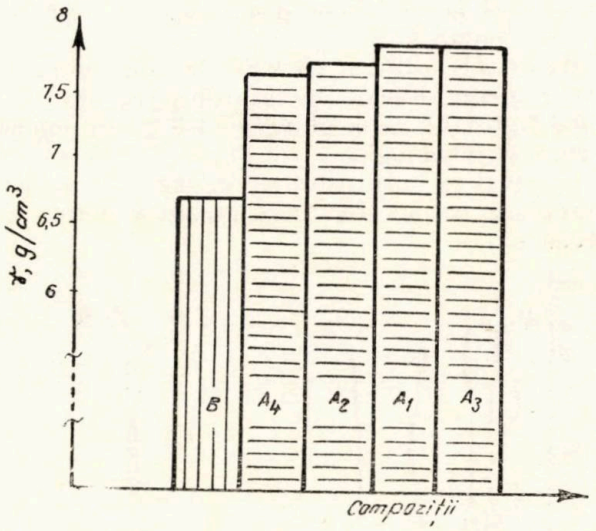


Fig. 5

În ceea ce privește duritatea, aceasta s-a determinat comparativ atît pe cele patru compoziții experimentale, cît și la diverse înălțimi, pe direcția de infiltrare.

Din figura 8 (A_1 — compoziția A infiltrată cu Cu; A_2 — compoziția A infiltrată cu Cu—Fe—Mn; A_3 — compoziția A infiltrată cu Cu—Fe—Zn; B — compoziția B sinterizată;

A_4 — compoziția A infiltrată după sinterizare), se observă că materialele de tipul A_1, A_2 și A_4 prezintă durități cuprinse între 259 și 267 HB, față de compozițiile A_3 și B care au durități mai scăzute, cuprinse între 180 și 184 HB (compoziția A_3) și 156 și 163 HB (compoziția B). Aceste valori reprezintă media aritmetică a 30 de epruvete pentru fiecare compoziție.

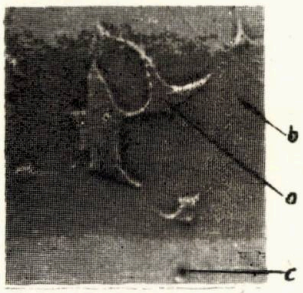


Fig. 6

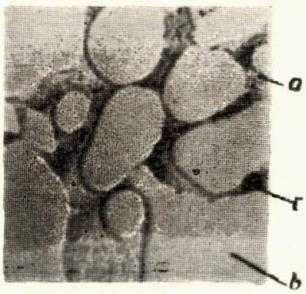


Fig. 7

Se menționează că utilizarea cuprului ca infiltrant, deși duce la durități ridicate, nu este indicată, datorită fenomenelor de erodare care apar.

De asemenea din figura 8 se observă că variația durității pe direcția de pătrundere a metalului infiltrant este liniară, dreapta fiind practic paralelă cu ordonata.

Rezultă că tehnologia infiltrării a permis obținerea unor piese uniforme, cu o densitate ridicată pe întreaga înălțime.

În figura 9 sînt prezentate valorile medii ale rezistenței la tracțiune și ale alungirii, pentru aceleași compoziții.

Materialul infiltrat cu Cu—Fe—Mn prezintă valori medii ridicate la rezistența la tracțiune (70,3 kgf/mm²) și la alungire (1,9%) în ambele variante tehnologice.

Epruvetele infiltrate cu cupru au valori apropiate cu acestea însă prezintă forme de erodare.

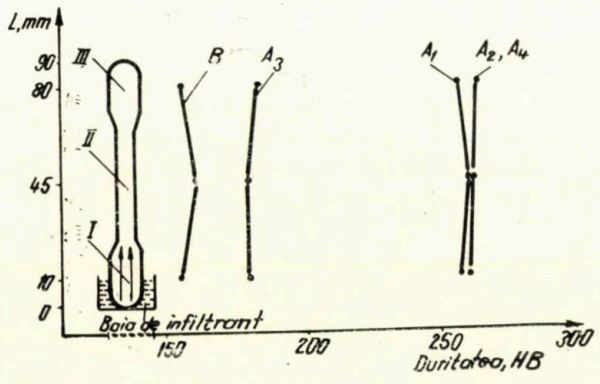


Fig. 8

Infiltrantul Cu—Fe—Zn se dovedește corespunzător din punct de vedere al rezistenței la tracțiune, și în special al alungirii, dar duce la valori inferioare ale durității.

Materialele sinterizate din amestecuri omogenizate de pulberi, cu compoziția finală, prezintă valori inferioare atît la tracțiune, cît și la alungire. În funcție de solicitările la care sînt supuse produsele infiltrate în exploatare, se va alege natura infiltrantului, respectiv Cu—Fe—Mn sau Cu—Fe—Zn.

Procedeul de sinterizare—infiltrare a dus la obținerea unor epruvete omogene. În figura 10 se observă macrostructura, iar în figurile 6, 7 și 11, 12 sînt prezentate microstructurile caracteristice. Infiltrantul de cupru apare sub forma unei rețele continue în cazul comprimatelor cu porozitate inițială ridicată (cca. 30%) (fig. 7) sau ca o rețea întreruptă pentru o porozitate inițială de circa 15% (fig. 6). Se pare că cuprul, care constituie faza lichidă, rotunjește vîrfurile particulelor de bază, care prezintă o structură perlitică (fig. 11 și 12 : a — perlită ; b — rețea de cupru).

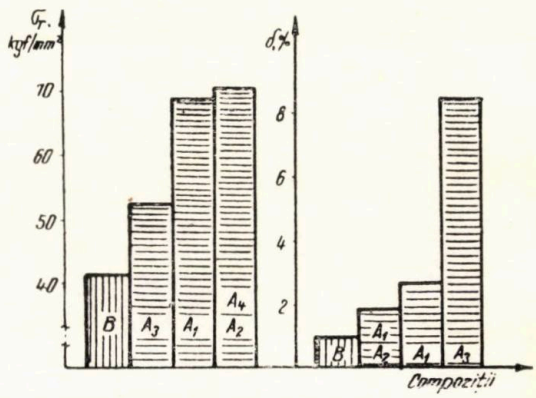


Fig. 9

Din punct de vedere al variației dimensionale, la operația de sinterizare—infiltrare, în cazul epruvetelor experimentate nu s-au constatat practic abateri dimensionale mai mari de $\pm$ 0,2%.

Din urmărirea limitelor în care se înscriu proprietățile fizico-mecanice ale materialelor din pulberi de fier infiltrate, rezultă că acestea pot fi utilizate la un număr mare de repere în industria constructoare de mașini.

Aplicații. Tehnica infiltrării cu metale a produselor din pulberi lărgește mult domeniul de aplicații al metalurgiei pulberilor. Cu un utilaj practic identic cu cel folosit la producerea pieselor sinterizate, respectiv prese și cuptoare de sinterizare, se pot obține noi sorturi de materiale, produse cu proprietăți fizico-mecanice speciale și cu dimensiuni mai mari. Literatura de specialitate din ultimii ani indică numeroase utilizări în special pentru obținerea pieselor cu densitate ridicată, piese obținute din îmbinarea prin infiltrare a două elemente (din cauza limitării forței de presare a pieselor),

piese de etanșare etc. [2], [3]. Întrucît Uzinele de autocamioane din Brașov au greutăți în ceea ce privește comportarea unor repere în ansamblul motorului, s-a propus ca unele dintre acestea să fie executate prin tehnica

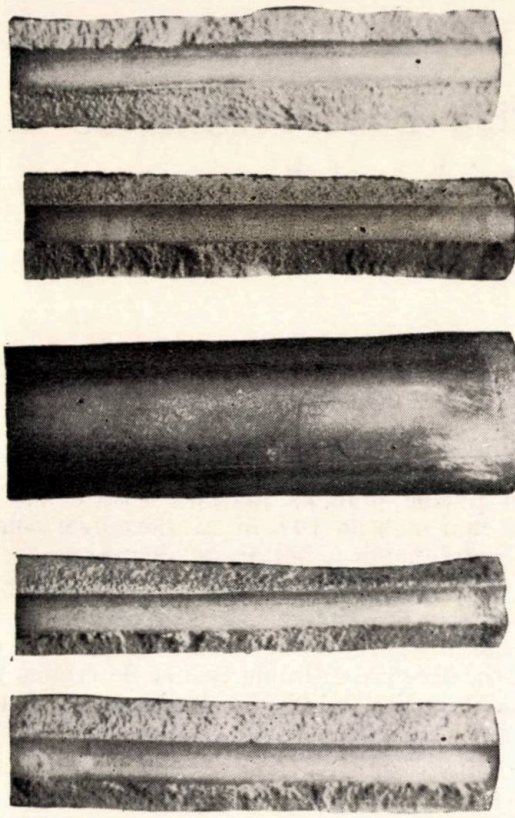


Fig. 10

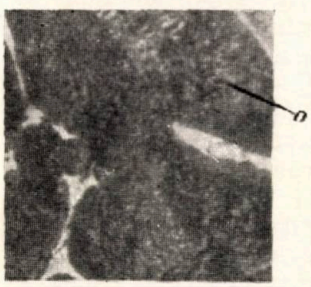


Fig. 11

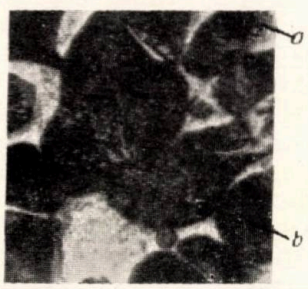


Fig. 12

infiltrării. Reperele produse sînt : ghidul supapelor de admisie, ghidul supapelor de evacuare și bucșa tachetului care funcționează la temperaturi de 90 —600° C și sînt supuse la uzură. Aceste piese nu se pot obține prin metoda clasică a metalurgiei pulberilor, deoarece prezintă un raport $H : D$ neconvenabil pentru presare și, deci, conduce la piese neuniforme din punct de vedere al densității. De asemenea, nu se pot obține piese cu porozitate remanentă redusă decît printr-o dublă presare și dublă sinterizare.

În cadrul experimentărilor, pe baza tehnologiei stabilite în laborator, s-au executat 64 de piese (ghidul supapelor de admisie și evacuare) pentru echiparea a trei autocamioane „Carpați", în scopul verificării comportării lor în exploatare.

Concluzii. În cadrul cercetărilor privind sinterizarea cu fază lichidă s-au studiat unele aspecte specifice din sistemul Fe—Cu și anume tehnologia infiltrării.

S-au stabilit elementele suplimentare care caracterizează procesul de infiltrare față de sinterizarea clasică cu fază lichidă și s-au studiat fenomenele care apar în acest caz.

Prin variația caracteristicilor fizico-mecanice ale comprimatelor ce urmau să fie infiltrate cu diverși infiltranți s-au stabilit parametrii tehnologici optimi pentru obținerea unor materiale cu aplicativitate în industria constructoare de mașini.

Prin tehnica infiltrării s-au obținut materiale pe bază de pulbere de fier cu caracteristici fizico-mecanice superioare celor obținute prin metodele clasice ale metalurgiei pulberilor.

L'INFILTRATION DES PRODUITS COMPRIMÉS AVEC DU MÉTAL LIQUIDE

En variant les caractéristiques physiques et mécaniques des produits comprimés qui devaient subir une infiltration à l'aide de divers infiltrants, on a pu etablir les meilleurs paramètres technologiques en vue de l'obtention de certains matériaux destinés à l'industrie mécanique.

Par la technique de l'infiltration on a obtenu des matériaux à base de poudre de fer ayant des caractéristiques physiques et mécaniques supérieures à celles qui résultent par l'application des méthodes classiques de la métallurgie des poudres.

INFILTRATION OF SINTERED PRODUCTS WITH LIQUID METAL

By physical and mechanical characteristic variation of compressed parts to be impregnated with various matters, optimum technological manufacturing parametra for parts used in machine building industry were established.

Materials on iron powder base, obtained by infiltration techniques, were superior to those obtained by standard methods of powder metallurgy, as regards physical and mechanical characteristics.

BIBLIOGRAFIE

[1] Stolarz S. *Cercetări privind impregnarea aliajelor din pulberi de fier cu cupru și alamă.* Hutnik, nr. 3, 1966, p. 87 — 95.

[2] * * * *Roți cilindrice pentru pompe de fier impregnat.* Precision Metal Molding, ian. 1966, p. 71 — 72.

[3] Sanders L. H. *Piese sinterizate cu densitate ridicată, cu utilaje cu preț de cost redus.* Metalworking Production, 1965, nov. 24, p. 64—66.

[4] Amos I. Shaler. *Aspecte teoretice ale impregnării produselor obținute prin metalurgia pulberilor.* International Journal of Powder Metalurgy, vol. 1, nr. 1, 1965, p. 12 — 25.

[5] Goetzel G. C. și Schaler I. *Mecanismul infiltrării pieselor poroase din metalurgia pulberilor.* Journal of Metals, 16, (11), 1964, p. 901—903.

[6] Pettibone R. L. *Comprimate din fier impregnate cu cupru.* Precision Metal Molding, nr. 7, 1963, p. 41—34 și nr. 6, 1963, p. 35—42.

[7] Elliot Je. *Caracteristicile comprimatelor din fier poros infiltrate cu cupru.* Metallurgia, nov. 1965, vol. 52, nr. 312—314, p. 226—234.

[8] Schwarzkopf P. *Mecanismul impregnării.* Symposium on Powder Metallurgy, 1954, p. 134—142.

Metode rapide pentru analiza băilor cianurice din secţiile de acoperiri metalice

Chim. MARIA BINDER
Uzinele „Unirea"–Cluj

CZ 621.793.3.543.2

Aceste metode rapide au valoarea practică esenţială, deoarece permit oricărui galvanizator ca în scurt timp să cunoască concentraţia elementelor componente ale băilor cu conţinut de cianuri.

Determinările nu necesită utilaje moderne ca : potenţiometre, potenţiografe, instalaţii de electroliză etc., deoarece ele se execută prin metode simple, după cum urmează :

Băile de degresare, fiind importante într-o secţie de galvanizare, necesită o verificare continuă. Pentru aceasta, în cazul băilor cianurice, cianura liberă se va titra zilnic, iar hidroxidul de sodiu, carbonaţii, fosfaţii, numai o dată — săptămînal. Pentru analiză se procedează în felul următor :

— 5 ml soluţie din baie se diluează cu apă distilată pînă la 100 ml într-un pahar Erlenmayer. După adăugarea a două picături de amoniac şi a cinci — şase picături din KI 10%, sub agitare continuă se titrează soluţia cu $AgNO_3$ 0,1N. Titrarea se consideră terminată o dată cu apariţia unei tulburări permanente.

Dacă s-au consumat N ml. $AgNO_3$ 0,1N din biuretă, calculul va fi :

$$N \times 1{,}96 = \text{NaCN} \quad \text{g/l}$$

$$N \times 2{,}6 = \text{KCN} \quad \text{g/l}$$

Pentru determinarea carbonaţilor şi a hidroxizilor se procedează astfel :

— 5 ml soluţie din baie se diluează pînă la 100 ml. După adăugarea picăturilor de metilorange ca indicator, soluţia devine galben-pai. Urmează apoi titrarea cu acid clorhidric 1N, pînă la schimbarea culorii în portocaliu. Se notează cu A numărul de ml consumaţi din biuretă.

— Se iau din nou 5 ml din electrolit, la care se adaugă 50 ml apă distilată, 50 ml $BaCl_2$ de 20% şi cîteva picături de fenolftaleină. Soluţia devine roşie. Se titrează în acelaşi moment cu acid clorhidric 1N, pînă la decolorare. Se notează cu B numărul de ml consumaţi din biuretă.

Rezultatul se exprimă astfel :

$$(A - B) \cdot 10{,}6 = Na_2CO_3 \text{ g/l}$$

$$(B \times 8) \text{ — g/l cianură } 0{,}816 = \text{NaOH g/l.}$$

Cu puţină practică această titrare nu durează mai mult de 10 min şi permite o controlare permanentă a băilor de degresare.

La băile de cuprare alcalină, componentele principale de titrare se consideră : cuprul metalic, cianura liberă, soda caustică şi carbonaţii, din care ultimele trei se determină prin metodele utilizate la băile de degresare. Pentru dozarea cuprului metalic, se procedează astfel :

— Din 5 ml electrolit, cu ajutorul unui amestec de acizi (10 ml HNO_3 cc şi 10 ml H_2SO_4 cc), încălzind soluţia se descompune cianura. După degajarea vaporilor albi de anhidridă sulfurică, soluţia devine verde-albastră clar. Se răceşte soluţia şi se adaugă 5 ml de hidroxid de sodiu 25% şi acid acetic glacial. Apoi se adaugă 3 g cristale de Kl. După un repaus de 3 min se titrează soluţia cu tiosulfat de sodiu 1 N pînă la apariţia culorii galben-deschis. Se adaugă apoi 2—3 ml soluţie de amidon şi se continuă titrarea pînă la dispariţia culorii albastre, datorită amidonului.

Fiind N numărul mililitrilor citiţi pe biuretă, calculul va fi :

$$N \times 1{,}272 = \text{g/l Cu metalic din baie.}$$

— Pentru titrarea complexometrică se iau 10 ml din baie şi se diluează la 1 000 ml în balon cotat. După omogenizare se pipetează 10 ml soluţie ; se diluează cu circa 100 ml apă distilată după care urmează dizolvarea completă a hidroxizilor precipitaţi cu amoniac. Se adaugă 5 ml soluţie tampon cu pH = 8 şi cîteva picături de indicator Murexid, apoi se titrează imediat soluţia galben-oranj cu EDTA 0,01 N, pînă la o colorare violetă. Calculul va fi :

$$N \times 6{,}357 = \text{g/l Cu din baie.}$$

— Pentru întreținerea băilor de cadmiere este necesară analiza periodică a cadmiului, a cianurii libere, a cianurii totale, a hidroxidului și a carbonatului de sodiu.

— Pentru determinarea cadmiului se ia din baie 1 ml soluție, se diluează cu apă pînă la 100 ml și se titrează în prezența indicatorului de ERIOCROM negru și amoniac cc (1—2 ml), cu EDTA 0,1N, pînă cînd soluția își schimbă culoarea de la violet la albastru-gri :

$$\text{ml EDTA } 0{,}1N \cdot 11{,}24 = \text{g/l Cd.}$$

— Pentru dozarea cianurii totale, la 10 ml soluție din baie se adaugă 5 ml KI 10% și 20 ml amoniac, apoi apă distilată. Se titrează cu $AgNO_3$ 0,1N pînă cînd soluția devine slab opalescentă :

$$\text{ml } AgNO_3 \text{ n/10} \times 0{,}98 = \text{g/l NaCN}$$

— Pentru determinarea sodei caustice soluția se diluează cu circa 50 ml apă distilată, 5 ml KI 10% și 50 ml clorură de bariu 10% pentru precipitarea carbonaților. Soluția astfel preparată se titrează cu HCl n/4 în prezența fenolftaleinei, pînă la decolorare :

$$\text{ml} \times \text{HCl n/4} = \text{g/l NaOH}$$

— Dozarea carbonaților nu este atît de principală, deoarece o cantitate de carbonați sub 60 g/l nu deranjează încă nefavorabil funcționarea băii.

— Pentru determinarea carbonaților se iau 10 ml din electrolit, la care, după o diluare cu circa 100 ml apă distilată, se adaugă un exces de 10% $BaCl_2$ sau $Ba(NO_3)_2$. După precipitarea carbonaților de bariu, soluția se filtrează prin hîrtie de filtru cu bandă albastră. Se repetă din nou precipitarea pînă ce soluția rămîne limpede. Precipitatele se spală bine cu apă, apoi, împreună cu hîrtia de filtru, se așază într-un vas de filtrare umplut cu 50—100 ml apă caldă distilată. Titrarea se execută cu HCl 1N în prezența indicatorului metilorange :

$$\text{ml (HCl } 1N) \times 5{,}3 = \text{g/l } Na_2CO_3$$

— Pentru corecția băilor de zincare este necesar să se cunoască concentrația elementelor componente ale băii și anume : a zincului, a cianurii libere și a cianurii totale, a hidroxidului și a carbonatului de sodiu.

— Pentru dozarea zincului se ia 1 ml soluție de analizat și se diluează cu apă distilată pînă la 100 ml. După adăugarea a trei picături din soluția de clorură cuprică 1%, se încălzește soluția la 50°C. Se adaugă 2 ml amoniac, 1 g ERIOCROM negru, apoi se titrează cu EDTA 0,1N pînă cînd culoarea violetă se transformă în albastru-gri (A) :

$$\text{A ml} \times 6{,}54 = \text{g/l Zn}$$

— Cianura totală se determină din 5 ml soluție, la care se mai adaugă : 100 ml apă distilată, 2 g pastile de NaOH și 2 ml KI 10%. Se titrează soluția cu azotat de argint 0,1N pînă la apariția unei tulburări persistente.

— Determinarea hidroxidului de sodiu se execută din 5 ml electrolit, care apoi se diluează cu 20 ml apă distilată, 2 g cianură de sodiu și cîteva picături de sulfoorange ca indicator. Se titrează cu soluție HCl 1N :

$$\text{ml utilizați} \times 8 = \text{g/l NaOH}$$

— Pentru determinarea carbonatului de sodiu se procedează astfel : 10 ml soluție cu 100 ml apă distilată se încălzesc la aproximativ 50—60°C. După adăugarea azotatului de bariu 10% se lasă soluția 1/4 h în repaus, apoi se filtrează. Hîrtia de filtru cu precipitatul se pune înapoi în pahar, se amestecă bine cu 100 ml apă distilată și trei—patru picături de metilorange. Se titrează cu HCl 1N, de la virarea culorii galbene în roz :

$$\text{ml HCl } 1N \times 5{,}3 = \text{g/l } Na_2CO_3$$

Determinările de mai sus nu înlocuiesc analizele complete efectuate de laboratoarele specializate dar au o valoare practică mare, deoarece permit corectarea imediată a principalilor componenți de care depinde calitatea acoperirilor galvanice obținute.

MÉTHODES RAPIDES POUR L'ANALYSE DES BAINS DE CYANURATION DANS LES ATELIERS DE REVÊTEMENTS MÉTALLIQUES

Sont expliquées plusieurs méthodes rapides pour l'analyse des bains de cyanuration, qui ne nécessitent pas des outillages spéciaux et sont par conséquent accesibles à n'importe quel atelier de galvanisation.

RAPID METHODS FOR CYANIDE BATH ANALYSE IN METALLIC COATING SHOPS

The paper presents several rapid methods for cyanide bath analyse which do not request special equipment and are easy of acces for any galvanizing shop.

BIBLIOGRAFIE

[1] Kenneth E. Langford. *Die analyse Galvanischer Bäder.* Saulgau/Wttbg. Eugen Leutze Verlag, 1957.

[2] Weiner R. — Schiele. *Schnellanalysen meloden für Galvanische Bäder.* Saulgau/Wttbg. 1963,

[3] ***Galvano, nr. 334, 1964. Eugen Leutze Verlag, 1963.

Unele metode de organizare științifică a producției și a muncii în întreprinderi

Ing. T. ȚECU
Ministerul Industriei Metalurgice

CZ 338.06

Organizarea științifică a producției și a muncii este determinată de factori care privesc dezvoltarea în perspectivă a întreprinderilor, diferențierea crescîndă a sarcinilor anuale, varietatea proceselor tehnologice, necesitatea introducerii metodelor noi, creșterea eficienței economice etc., așa cum s-a arătat în tematica lansată de colectivul coordonator pe economie, în conformitate cu sarcinile trasate de conducerea de partid și de stat.

Conducătorul de unitate (uzină, secție etc.) răspunde de modul de organizare și de desfășurare a lucrărilor, de metodele aplicate în vederea realizării sarcinilor de plan.

Munca conducătorului de unitate în trecutul apropiat se baza, în exclusivitate, pe activitatea depusă de compartimentele distincte (servicii), ca: tehnologic, tehnic, urmărirea producției, desfacere, planificare, control etc. Acestea studiau aspecte ale problemelor complexe dar nu puteau realiza o analiză conjugată a acestora, pentru a elabora deciziile integrate bunei desfășurări a activității întreprinderilor.

În prezent, prin înființarea colectivelor de organizare științifică a producției și a muncii, aceste analize pot și trebuie să se facă întrucît s-a constatat că, în unele cazuri, interesele compartimentelor pot îmbrăca aspecte cu caracter local, îngust. De exemplu, conducerea întreprinderii trasează sarcini compartimentelor să găsească soluțiile cele mai bune pentru obținerea unor rezultate superioare, astfel: serviciul producției își propune să obțină producție maximă, cu cheltuieli minime și, pentru aceasta, solicită serii cît mai mari, la sortimentele cel mai ușor de realizat, restrîngerea gamelor dimensionale etc. iar stocurile de semifabricate să fie cît mai mari; serviciul comercial dorește ca întreprinderea să producă produse cît mai diverse, stocurile de produse finite să fie cît mai mari pentru satisfacerea urgentă a beneficiarilor; serviciul financiar, din contră, dorește să reducă stocurile, acestea reprezentînd imobilizări de fonduri, deci, tinde la reducerea stocurilor, în contradicție cu serviciile producție, care solicită stocuri mari de semifabricate și comercial, care solicită stocuri mari de produse finite.

Analizînd aceste aspecte, decizia integrată, dată de conducător, trebuie să urmărească satisfacerea interesului global al întreprinderii, chiar dacă toate concluziile la care au ajuns serviciile respective nu sînt integral satisfăcute.

Un exemplu grăitor în acest sens este cererea legitimă a Uzinei metalurgice — Iași, de bandă laminată din oțeluri superioare (OLC 25, 17M13) de la Combinatul siderurgic — Hunedoara, pentru fabricarea unor profile îndoite mult solicitate.

Laminarea acestor oțeluri fiind greoaie, Combinatul siderurgic — Hunedoara amînă rezolvarea, ceea ce îngreuiază activitatea Uzinei metalurgice — Iași și, respectiv, realizarea planului fizic la profile îndoite, în afara faptului că nu se rezolvă și problema rentabilizării acestui produs la Iași. Conducerea ministerului a hotărît ca Combinatul siderurgic — Hunedoara să lamineze banda necesară pentru Uzina metalurgică — Iași, din oțelurile solicitate, chiar dacă productivitatea este mai scăzută decît în cazul laminării benzii din oțel obișnuit.

Colectivele din întreprinderi, studiind cauzele care diluează conținutul funcției de conducere în toate verigile sale, au evidențiat necesitatea delimitării atribuțiilor și răspunderilor, concentrarea unor activități de evidență și prelucrarea datelor, creșterea posibilităților de informare și decizie operativă la toate nivelele de conducere.

Astfel, studiind structura organizatorică, la uzina „Republica", s-a ajuns la concluzia că se pot comasa secția laminor 6″ cu filetaj, secția laminor 3″ cu trăgătoria, ceea ce va mări operativitatea în programarea producției. Prin aplicarea măsurilor rezultate din studii, s-a obținut o creștere a producției, de 5 567 t în 1967, precum și realizarea integrală a contractelor.

Uzina metalurgică — Iaşi s-a organizat în două secţii productive, faţă de trei existente. Măsurile aplicate, rezultate din studii, au dus la o mai bună coordonare a producţiei, depăşindu-se sarcinile de plan cu 4 354 t în 1967. Numărul de salariaţi T.A. a scăzut cu 27, iar pentru anul 1968 se prevede o reducere în continuare cu încă 30 salariaţi T.A.

Studiile privind gradul de ocupare şi folosirea personalului T.A., legate de îmbunătăţirea sistemului informaţional, au dus la creşterea productivităţii muncii, prin reducerea numărului de salariaţi T.A.

La uzina „Republica" s-a trecut la centralizarea calculatorilor de salarii şi a pontatorilor din secţiile productive, la reducerea cu circa 12% a formularelor folosite, prin unificarea rapoartelor de laminare, producţie, control, precum şi la reducerea celor de la ajustaj, de şarje, ceea ce va permite reducerea, în 1968, cu 114 salariaţi tehnico-administrativi faţă de prevederile planului cincinal.

La uzina „Laminorul" — Brăila, prin eliminarea unor formulare de evidenţă intermediare, privind producţia şi desfacerea, se vor reduce 22 salariaţi T.A. în 1968 şi cîte 18 în 1969 şi 1970.

Combinatul siderurgic — Reşiţa a analizat posibilităţile de mecanizare a lucrărilor de evidenţă, în sectoarele producţie, desfacere, transport etc., iar prin dotările propuse se poate reduce personalul T.A. cu 50 în 1969 şi cu 100 în 1970, faţă de prevederile planului cincinal.

În domeniul organizării producţiei, studiile întocmite au evidenţiat existenţa unui excedent de capacitate la majoritatea agregatelor principale.

Astfel, la oţelăria Martin 2 de la Combinatul siderurgic — Hunedoara producţia poate creşte cu peste 200 000 t faţă de nivelul anului 1967, prin îmbunătăţirea dotării la deserviri la hala de turnare, a măririi procentului de fontă lichidă în încărcătură, a volumului de oxigen pentru intensificarea procesului, precum şi prin mărirea greutăţii volumetrice a fierului vechi pe troacă.

La laminorul de semifabricate, prin mărirea vitezei de laminare, de la 2,5 m/s la 3,3 m/s şi a ajustajelor, producţia de semifabricate (ţagle) va creşte pînă în 1970 cu peste 600 000t, faţă de nivelul anului 1967. S-a studiat şi posibilitatea folosirii mai complete a calculatorului electronic existent.

La fabrica de produse refractare „Răsăritul" din Braşov, studiindu-se posibilităţile de creştere a indicelui intensiv a cuptorului tunel, la care se fac şi unele modificări constructive, producţia de refractare va creşte treptat, pînă în 1970, cu circa 17% faţă de capacitatea nominală, respectiv cu 8 100 t/an.

La Combinatul siderurgic — Reşiţa s-au studiat problemele de îmbunătăţire a deservirii cuptoarelor Martin, a pregătirii turnării şi evacuării oţelului, a pregătirii fierului vechi etc., evidenţiindu-se posibilităţile de creştere a producţiei de oţel cu 50—70 000 t/an faţă de sarcina de plan.

La Laminorul de tablă subţire — Galaţi, studiindu-se posibilitatea de folosire a şteifurilor de la Laminorul de tablă al Combinatului siderurgic „Gh. Gheorghiu-Dej" — Galaţi, s-a ajuns la concluzia că acestea se pot folosi în loc de platine, îmbunătăţînd eficienţa economică cu circa 10 mil. lei/an.

În concordanţă cu organizarea producţiei, s-au studiat şi aspecte de organizarea muncii, avîndu-se în vedere specificul şi particularităţile procesului muncii din siderurgie, evidenţiindu-se o serie de constatări critice, cum ar fi :

— calificarea muncitorilor este inferioară gradului de tehnicitate pretins de agregatele şi utilajele moderne pe care le deservesc ;

— ponderea anumitor categorii de muncitori auxiliari este ridicată, iar gradul lor de ocupare este redus, ceea ce influenţează menţinerea la un nivel scăzut a productivităţii muncii în general,

— consumul de muncă este ridicat, din lipsa unor mecanizări la deserviri ale procesului tehnologic.

Studiile privind analiza structurii muncitorilor contribuie la îmbunătăţirea organizării muncii. Astfel, la „Uzina de ţevi" — Roman, numărul muncitorilor auxiliari se va reduce cu 9% în 1970 faţă de 1967 ; la „Fabrica de produse refractare" — Alba-Iulia, cu circa 16% ; la „Oţelul roşu" cu circa 10%, prin mecanizarea unor operaţii şi extinderea acţiunii de policalificare a muncitorilor de bază.

La uzina de ţevi — „Republica", analizîndu-se gradul de ocupare a muncitorilor pe schimburi, secţii etc., s-a ajuns la concluzia că, la reductorul de 6" şi la presele de refulare, activitatea se poate reduce de la trei schimburi la două schimburi, iar la operaţia de retezare, control şi sortare, s-au înfiinţat brigăzi complexe etc., ceea ce permite reducerea efectivului de muncitori auxiliari cu 3,8%, în 1967, şi cu 7,6%, în 1968.

Majoritatea uzinelor au propus lărgirea cunoştinţelor prevăzute în indicatoarele tarifare pentru meserii apropiate, ceea ce ar permite muncitorilor care deservesc utilajele să execute operaţii de întreţinere curentă, de ungere, respectiv ar duce la reducerea numărului de muncitori auxliari, la elaborarea unor normative raţionale de personal. S-a propus ca activitatea de reparaţii mijlocii şi capitale să se desfăşoare centralizat şi, acolo unde este posibil, să fie preluată de întreprinderi specializate (în cazul de faţă întreprinderile de construcţii-montaj).

Pentru intervenţii rapide, în cazul unor dereglări sau accidente, trebuie să fie înfiinţate echipe de intervenţie complexe, puternice, care să rezolve în termen scurt orice avarii. Pentru respectarea graficelor de reparaţii, trebuie să se dea o mare atenţie controlului preventiv, care să asigure buna funcţionare a utilajelor.

Metodele nu sînt epuizate, ele pot fi îmbunătăţite şi dezvoltate prin colectivele înfiinţate în uzine, ceea ce va duce la o îmbunătăţire substanţială a eficienţei economice.

QUELQUES MÉTHODES D'ORGANISATION SCIENTIFIQUE DE LA PRODUCTION ET DU TRAVAIL DANS LES ENTREPRISES

On présente et on examine plusieurs aspects et plusieurs méthodes se rapportant à l'organisation scientifique de la production et du travail dans les entreprises dirigées par le Ministère de l'Industrie Métallurgique.

SCIENTIFIC ORGANISATION METHODS FOR PRODUCTION AND LABOUR IN INDUSTRIAL UNITS

The paper presents and analyses some aspects and scientific organisation methods for production and labour in industrial units depending upon the Metallurgy Department.

REVISTA REVISTELOR

Stahl und Eisen, nr. 4, 1968: Elaborarea oţelurilor înalt aliate în convertizor cu insuflare de oxigen, I. Instalaţii şi procedee; II. Bazele metalurgice ale oxidării aliajelor fier-carbon bogate în crom; Întreţinerea economică a instalaţiilor cu ajutorul secţiilor productive; Transparenţa costurilor de întreţinere — un mijloc de conducere a exploatării. Dezvoltări noi în domeniul oţelurilor pentru prelucrare la cald. Trecerea în revistă a literaturii din 1965 pînă în prezent; Călirea specială a oţelurilor de scule; Dimensionarea reţelelor de apă sub presiune.

Nr. 5, 1968: Activitatea V. D. E. (Uniunea siderurgilor germani) în anul 1967; Desulfurarea fontei brute şi a fontei de turnătorie cu carbură de calciu, într-o oală experimentală vibrată; O diagramă pentru reprezentarea schimbului de materiale şi căldură în furnal; Cercetări privind echivalenţa influenţei duratei şi temperaturii asupra austenitizării unei suduri.

Nr. 6, 1968: Construcţia şi exploatarea instalaţiilor de răcire rapidă pentru cuptoarele clopot destinate rulourilor strîns înfăşurate, în primul rînd după procedeul răcirii parţiale a curentului de recirculare; Compararea a trei procedee pentru regenerarea soluţiilor de decapare cu acid clorhidric; Influenţa condiţiilor de răcire asupra deştunderizării mecanice a sîrmei laminate; Experienţe de exploatare cu o instalaţie pentru tratamentul biologic al apelor reziduale de la cocserii, conţinînd fenol; Influenţa unui tratament termic asupra deştunderizării sîrmei laminate prin împroşcare cu alice; Probleme de măsurare şi reglare la o instalaţie de neutralizare pentru un atelier de decapare destinat oţelurilor speciale; Măsuri pentru îngrijirea, din punct de vedere biologic, a apei de recirculare; Despre tratamentul apelor de scurgere cu conţinut de ulei printr-un nou mijloc de separare; Calculele pentru răcire rapidă în cuptoare clopot şi cu capac.

Neue Hütte, nr. 2, 1968: A XII-a adunare generală anuală a Asociaţiei minerilor şi siderurgilor germani la Berlin, de la 19 la 21 oct. 1967; Organizarea ştiinţifică şi munca în colectiv în condiţiile societăţii socialiste dezvoltate; Modelul matematic al producţiei de fontă brută; Maşină de turnat blocuri pentru zgurele producţiei de feroaliaje; Turnarea oţelurilor speciale pe instalaţii curbate; Contribuţie la problema laminării directe a semifabricatelor la o instalaţie de turnare continuă; Despre posibilităţile de prelucrare a argilelor indigene în industria de aluminiu; Bazele chimice termodinamice ale separării plumbului de zinc prin tratare diferenţiată în cuptor rotativ şi aplicarea lor la cercetări de exploatare; Încercări de laborator privind bazele chimice-termodinamice ale tratării diferenţiate în cuptor rotativ; Cauzele repartizării nesimetrice ale momentelor de rotire privind cilindrul superior şi inferior în cazul laminării produselor plate; Unele particularităţi de structură şi comportare ale oţelului placat pe ambele feţe, la temperaturi mai ridicate; Caracteristicile de rezistenţă ale cobaltului; Consideraţii privind dezvoltarea şi utilizarea cărămizilor silica pentru caupere. Din cercetare şi producţie: Condiţiile termice pentru turnarea semifabricatelor de aluminiu; Metoda pentru determinarea texturii materialelor metalice; Funcţiunea orientativă de repartiţie tridimensională şi metodele pentru determinarea ei; Analiza texturii materialelor metalice şi importanţa ei pentru controlul curent al calităţii. Extrase: Sesiune tehnică ştiinţifică internaţională privind analiza chimică în industria siderurgică; Conferinţa de metalurgia pulberilor din 20—23 sept. 1967 în R. P. P. (Cracovia).

Revue de métallurgie, nr. 1, 1968: Laminarea controlată, factor de dezvoltare a oţelurilor pentru construcţiile sudate; Studiu experimental al relaţiilor dintre solidificare şi eterogenităţile lingoului de oţel de 3 pînă la 30 t; Eterogenităţi ale lingourilor de forjare, din oţel dur; Unele defecte posibile în produsele obţinute prin turnare continuă; Formarea crăpăturilor în lingouri şi în semifabricate din oţel calmat; Studiul unui oţel inoxidabil cu Mo—W, cu înalte caracteristici de fluaj; Rolul grafitului în rupturile prin oboseală ale pieselor din fontă cu grafit nodular; Consideraţii experimentale privind parametrii de prelucrare prin aşchiere a aliajelor cu titan.

Hutnicke listy, nr. 3, 1968: Importanţa utilizării dolomitei la prăjirea minereurilor; Influenţa umidităţii asupra proprietăţilor căptuşelii creuzetului furnalului; Neomogenitatea carburilor în oţelurile pentru rulmenţi; Comparaţie între semifabricatele de producţie japoneză şi cele de producţie cehoslovacă destinate producerii inelelor pentru rulmenţi; Influenţa grosimii asupra structurii şi proprietăţilor mecanice ale tablelor cu grosime mare; Unele cauze ale deformării neuniforme a tablelor groase; Căptuşeală din beton refractar pentru bolta cuptoarelor adînci; Influenţa tratamentelor termice asupra proprietăţilor mecanice ale oţelului 24 CrMo V 55 după normele CSN 15320; Situaţia actuală a topirii electrice a oţelului sub strat protector de zgură în Marea Britanie; Rezultatele cercetărilor din industria sîrmei în Marea Britanie; Stabilirea fotometrică a cuprului şi a zincului.

Reglajul consumului de căldură într-un combinat metalurgic termoficat

Conf. ing. N. N. Drăghici
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej" – București

CZ 669.1.013.5 :536.14.083

Necesitatea reglajului. Prin reglarea instalațiilor de încălzire se urmărește menținerea constantă a temperaturii aerului interior la o valoare prescrisă, astfel ca munca oamenilor să se desfășoare în condiții optime. În același timp, această reglare este o sursă importantă de economii în exploatarea instalațiilor de încălzire.

Într-adevăr, cerințele de căldură pentru încălzirea clădirilor variază în limite mari în funcție de temperatura exterioară, de vînt, de durata de strălucire a soarelui, de umiditatea din atmosferă etc. Instalațiile de încălzire se dimensionează pentru a face față consumului maxim, corespunzător temperaturii exterioare de calcul, care intervine un număr redus de zile pe an (uneori cîteva zile sau chiar nici una). Dacă debitul de căldură al instalației nu este reglat în consecință, temperatura aerului interior depășește valoarea prescrisă, înrăutățind condițiile de muncă; totodată o mare parte din căldura dată de instalație este risipită inutil. De exemplu, cînd temperatura exterioară de calcul $t_e = -20°C$, temperatura interioară $t_i = +20°C$, iar temperatura exterioară medie pe perioada de încălzire $t_{em} = 0°C$, raportul dintre consumul orar mediu de căldură și cel maxim este:

$$\frac{t_{em} - t_i}{t_e - t_i} = 0{,}5$$

Rezultă că în lipsa totală a oricărui reglaj, această risipă poate să reprezinte în cazul considerat o cotă pînă la 50% din consumul normal necesar ceea ce, în cazul unui mare combinat siderurgic, reprezintă o pierdere considerabilă.

Ținîndu-se seamă și de faptul că în țara noastră se folosesc combustibili superiori (gaze naturale, păcură etc.), problema reglajului capătă o importanță economică deosebită.

Factorii care complică problema reglajului în cazul termoficării unui mare combinat metalurgic sînt: lungimea rețelei de alimentare cu căldură, numărul mare de consumatori, răspîndirea acestora și mai ales diversitatea sistemelor de încălzire care pot fi: cu apă caldă sau supraîncălzită, cu abur de joasă sau de medie presiune, cu aer cald.

Fiecare sistem de încălzire se pretează la un anumit sistem de reglaj, după cum se arată în continuare.

Posibilități de reglare. Instalațiile de încălzire centrală pot fi racordate la un cazan propriu sau la o rețea de termoficare. Problema reglajului consumului de căldură într-o rețea de termoficare este în general asemănătoare cu aceea a unei instalații de încălzire centrală cu cazan propriu.

În principiu, instalația trebuie astfel dimensionată și reglată încît în fiecare moment să fie satisfăcută egalitatea:

$$Q_p = Q_i = \eta_r Q_f = \eta_r \eta_c Q_c, \qquad (1)$$

unde: Q_p este căldura pierdută de încăpere (clădire);

Q_i — căldura cedată de corpurile de încălzire;

Q_f — căldura înmagazinată de fluidul încălzitor și transportată prin rețea la corpurile de încălzire;

η_r — randamentul rețelei;

Q_c — căldura produsă prin arderea combustibilului în focarul cazanului de abur sau de apă;

η_c — randamentul cazanului.

În cazul termoficării, Q_c reprezintă căldura cedată în schimbătorul de căldură (boyler) de aburul preluat de la priza turbinei, iar η_c — randamentul schimbătorului de căldură (boylerului).

Pentru a vedea ce trebuie făcut practic pentru a se satisface egalitatea (1), se vor analiza expresiile termenilor care intră în această egalitate.

Căldura orară Q_p pierdută de clădirea încălzită, cînd aerul exterior are temperatura t_e,

iar în interior trebuie menținută o temperatură t_i prescrisă, este :

$$Q_p = \Sigma FK\,(t_i - t_e)\,A, \qquad (2)$$

în care : F este suprafața unui element de construcție al clădirii, m² ;
K — coeficientul corespunzător de transmitere a căldurii, kcal/m²·h·grad ;
A — un coeficient de majorare pentru adaosuri de aer, de orientare, întrerupere de funcționare.

În relația (2) temperatura t_e este singura variabilă independentă, deci Q_p variază liniar cu t_e, deoarece K poate fi considerat constant la variațiile temperaturii exterioare.

Căldura Q_i, furnizată de instalația de încălzire, este dată de expresia :

$$Q_i = SK_t\,(t_f - t_i), \qquad (3)$$

în care S este suprafața totală a corpurilor de încălzire, m² ;
K_t — coeficientul total de transmitere a căldurii (prin convecție și radiație) de la fluidul încălzitor (abur sau apă) la aerul interior de temperatură t_i, kcal/m²·h·grad ;
t_f — temperatura medie a fluidului încălzitor în corpurile de încălzire, °C.

În cazul unui reglaj ideal, Q_i trebuie să fie în orice moment egal cu Q_p. Cu alte cuvinte curba de variație Q_i trebuie să fie tot o dreaptă, suprapusă peste aceea a lui Q_p.

Din relația (3) se vede că pentru a face pe Q_i variabil în așa fel încît t_i să rămînă constant, trebuie acționat asupra lui t_i sau S, deoarece K_t depinde în mică măsură de diferența $(t_f - t_i)$, așa că pentru un anumit corp de încălzire și pentru un anumit fluid încălzitor poate fi considerat constant.

Deoarece la abur t_f reprezintă temperatura de condensare care este constantă, din relația (3) rezultă că, în cazul aburului, Q_i poate fi variat numai acționînd asupra lui S.

Căldura Q_f primită de fluidul încălzitor în schimbătorul de căldură (cazan sau boyler) este, în cazul apei :

$$Q_f = Gc\,(t_1 - t_2), \qquad (4)$$

iar în cazul aburului :

$$Q_f = Gc\,(t_s - t_2) + Gc', \qquad (5)$$

în care :

G este debitul de apă sau abur, kg/h ;
c — căldura specifică medie, kcal/kg grad ;
c' — căldura latentă de vaporizare, kcal/kg ;
t_1 — temperatura apei la ieșirea din cazan sau boyler ;
t_s — temperatura de vaporizare a apei în cazan ;
t_2 — temperatura apei la intrarea în cazan sau boyler.

Din relațiile (4) și (5) rezultă că variabilele independente asupra cărora se poate acționa pentru a varia pe Q_f sînt G și t_1, în cazul apei, și G, în cazul aburului, deoarece t_2 depinde de temperatura exterioară (cînd t_i este menținut constant), iar t_s, c și c' sînt constante.

În privința corelației dintre relațiile (3), (4) și (5) trebuie observat că la abur $t_f = t_s$, iar la apă, $t_f = \frac{t_1 + t_2}{2}$, deoarece căderea de temperatură în conducta de aducere a apei fierbinți la corpul de încălzire poate fi considerată egală cu căderea de temperatură în conducta de întoarcere.

La instalațiile cu cazan propriu, căldura Q_c, produsă prin arderea combustibilului în focarul cazanului de abur sau de apă, la o ardere perfectă, este

$$Q_c = CH_i, \qquad (6)$$

iar în cazul termoficării :

$$Q_c = G_a\,(i_1 - i_a), \qquad (7)$$

în care :

C este cantitatea de combustibil ars în focar, kg/h ;
H_i — puterea calorifică inferioară a combustibilului, kcal/kg ;
G_a — debitul de abur preluat de la priza turbinei, kg/h ;
i_1 — entalpia aburului la intrarea în schimbătorul de căldură din centrala de termoficare, kcal/kg ;
i_a — entalpia apei rezultate prin condensarea aburului în schimbătorul de căldură, kcal/kg.

Ținîndu-se seamă că H_i este constant, iar $(i_1 - i_a)$ reprezintă căldura de vaporizare (condensare) care este, de asemenea, constantă, rezultă că variația căldurii Q_c se poate obține prin variația cantității de combustibil C ars în focar sau prin variația debitului de abur G_a preluat de la turbină.

Din cele arătate se desprind următoarele patru posibilități de reglare : prin temperatura purtătorului de căldură (reglaj calitativ), prin debitul purtătorului de căldură (reglaj cantitativ) prin suprafața corpurilor de încălzire și printr-o combinație a acestor posibilități (reglare mixtă).

Reglajul poate fi efectuat local asupra unui singur corp de încălzire sau pe categorii și grupe

de consumatori, sau poate fi realizat central asupra întregii instalații sau a unei ramuri principale, grupînd un număr mare de consumatori de același fel. Reglajul central se face în circuitul primar, iar reglajul local, pe un circuit secundar.

Reglarea prin suprafața de încălzire. Acest fel de reglaj se realizează practic în modul următor : un număr de corpuri reprezentînd 1/3 din suprafața totală de încălzire a încăperii (halei) se alimentează printr-o coloană separată, iar restul de 2/3, prin altă coloană. În funcție de temperatura exterioară t_e se pune în funcțiune 1/3 sau 2/3 sau întreaga suprafață de încălzire (evident trebuie respectată uniformitatea distribuției suprafețelor de încălzire). În figura 1 este arătată variația temperaturii interioare t_i cu temperatura exterioară t_e, în cazul reglării prin suprafață. Pentru a înlătura în parte dezavantajele unei astfel de reglări (pierderi mai mari de căldură și în hală mai cald decît este necesar) reducerea suprafeței de încălzire nu se face la t'_e și t''_e, ci mai devreme, și anume la mijlocul intervalului de temperatură consi-

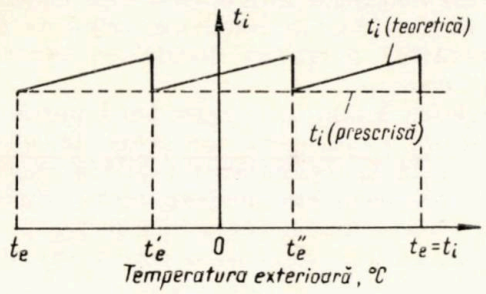


Fig. 1

derat, ca în figura 2. Împărțirea suprafeței de încălzire în mai mult de două părți independente duce la scumpirea instalației prin numărul mare al coloanelor de alimentare.

La trasarea curbei t_i în funcție de t_e (fig. 1 și fig. 2), nu s-a ținut seama de inerția termică a clădirii care acumulează căldură atunci cînd t_i crește peste normal și cedează mediului interior o parte din căldura acumulată cînd instalația furnizează mai puțină căldură. În consecință curba reală t_i este în oarecare măsură decalată față de cea teoretică și are vîrfurile rotunjite (fig. 2).

Reglajul calitativ. Acest mod de reglare constă în variația temperaturii fluidului încălzitor t_f cu temperatura exterioară t_e, astfel ca în orice moment să fie satisfăcută egalitatea $Q_i = Q_p$. Evident, acest fel de reglaj nu poate fi efectuat în cazul folosirii aburului ca agent termic, fiindcă temperatura aburului saturat este constantă.

Admițînd că valorile coeficienților de transmisie a căldurii K și K_t din relațiile (2) și (3) sînt constante, înseamnă că între t_f și t_e este o relație liniară care poate fi scrisă sub forma :

$$t_f = Bt_e + C \qquad (8)$$

Constantele B și C se determină din condițiile la limită cunoscute, și anume : cînd tem-

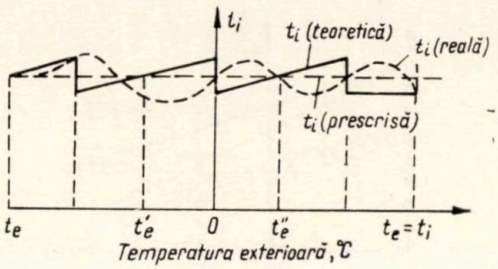


Fig. 2

peratura exterioară este egală cu temperatura exterioară de calcul, atunci temperatura fluidului are valoarea temperaturii medii t_f pentru care s-a dimensionat instalația, iar cînd temperatura exterioară devine egală cu temperatura interioară t_i, atunci și temperatura fluidului trebuie să fie egală cu t_i. De exemplu, în cazul unei instalații de încălzire care a fost dimensionată pentru $t_e = -20$°C, $t_i = 18$°C și $t_f = 100$°C, ținînd seama de relația (8) :

$$100 = -20\,B + C \text{ și } 18 = 18\,B + C$$

De aici, se obține $B = -2{,}16$ și $C = 56{,}8$, iar relația (8) pentru exemplul considerat devine :

$$t_f = -2{,}16\,t_e + 56{,}8 \qquad (9)$$

În realitate, coeficienții K și K_t din relațiile(2) și (3), care au fost considerați constanți scad aproximativ proporțional cu diferența de temperatură $(t_i - t_e)$ și $(t_f - t_i)$ deoarece coeficientul de convecție al aerului interior α_i se micșorează. Scăderea lui K_t este mai mare decît cea a lui K deoarece variația diferenței de tempera-

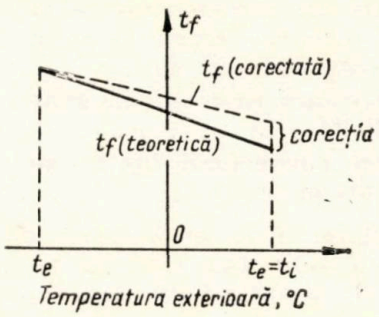


Fig. 3

tură $(t_f - t_i)$ este mai mare decît variația diferenței $(t_i - t_e)$.

Datorită variației arătate, curba teoretică de reglare a temperaturilor t_f trebuie corectată așa cum se arată în figura 3. Corecția constă în adoptarea unor valori mai mari pentru valorile

mici ale temperaturii t_f, astfel încît căldura cedată de instalaţie Q_i să nu fie niciodată mai mică decît căldura pierdută de clădire Q_p.

În plus, trebuie menţionat că variaţia coeficientului K_t depinde de construcţia şi de principiul de funcţionare ale corpului de încălzire.

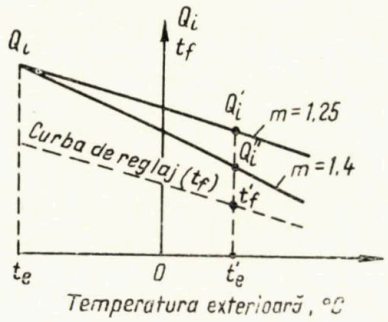


Fig. 4

În consecinţă, şi debitul de căldură Q_i al corpurilor de încălzire nu variază liniar cu diferenţa de temperatură $(t_f - t_i)$, ci după expresia :

$$Q_i' = Q_i \left(\frac{\Delta t'}{\Delta t} \right)^m , \qquad (10)$$

unde : Q_i' este debitul orar de căldură pentru o diferenţă de temperatură oarecare $\Delta t' = t_f' - t_i$;

Q_i — debitul orar de căldură cunoscut, corespunzător diferenţei de temperatură $\Delta t = t_f - t_i$, pentru care a fost dimensionată instalaţia ;

m — exponentul experimental a cărui valoare depinde de felul corpului de încălzire.

Valorile lui m pentru diferite corpuri de încălzire sînt :

— pentru panouri radiante metalice, registre, serpentine şi radiatoare plate din oţel 1,25
— pentru radiatoare din elemente de fontă 1,33
— pentru convectoare (după modul de construcţie) . . . . . 1,25—1,65.

Din relaţia (10) se observă că raportul $\Delta t'/\Delta t$ fiind subunitar, cînd $\Delta t'$ se micşorează, valoarea Q_i' scade cu atît mai repede, cu cît m are o valoare mai mare. Prin urmare, diferitele corpuri de încălzire cedează căldura Q_i stabilită prin calcul numai în cazul diferenţei de temperatură Δt, care a stat la baza dimensionării lor ; cînd $\Delta t'$ începe să scadă (la scăderea lui t_f' prin reglare sau la creşterea lui t_i în lipsa reglajului), atunci corpurile de încălzire care au exponentul m mai mare vor ceda, în cazul aceleiaşi suprafeţe de încălzire, mai puţină căldură decît cele cu exponent mai mic, diferenţa accentuîndu-se pe măsură ce temperatura exterioară creşte.

În figura 4 este reprezentată comparativ variaţia căldurii cedate de o instalaţie cu panouri radiante metalice ($m = 1{,}25$) şi alta cu convectoare ($m = 1{,}4$), dimensionate pentru acelaşi necesar orar de căldură Q_i (clădiri identice), aceeaşi temperatură t_e şi racordate la aceeaşi sursă de căldură cu reglare centrală. Cînd temperatura exterioară creşte la o valoare t_e', temperatura apei fierbinţi este micşorată corespunzător, prin reglajul central, la valoarea t_f'. Din figura 4 se vede că în această nouă situaţie căldura cedată de instalaţia cu panouri radiante Q_i' este mai mare decît căldura cedată de instalaţia cu convectoare Q_i''.

În consecinţă, cînd la o aceeaşi reţea de apă caldă sau supraîncălzită sînt racordate corpuri de încălzire diferite, dimensionate pentru aceeaşi temperatură exterioară, la alte valori ale acestei temperaturi, corpurile avînd m diferit, vor avea efecte diferite şi, ca urmare, în unele încăperi va fi mai rece, iar în altele, mai cald faţă de condiţiile prescrise. Această deficienţă poate fi remediată alimentînd prin coloane separate corpurile de încălzire avînd m diferit şi prevăzînd o reglare locală pe fiecare din aceste coloane.

Reglarea locală a temperaturii purtătorului de căldură, pe categorii sau grupe de consumatori, constă în recircularea locală a unei părţi a apei din conducta de întoarcere prin amestecare cu apă din conducta de ducere. În modul acesta, prin reglajul local se corectează reglajul central.

Reglajul cantitativ. Atît la apă caldă şi supraîncălzită, cît şi la abur, reglajul debitului poate fi executat local printr-un robinet de reglaj montat pe racordul de alimentare la fiecare consumator, sau la un grup de consumatori de acelaşi fel, iar reglajul central se face în circuitul primar, prin reglarea cantităţii de combustibil ars în focar (la instalaţiile cu cazan propriu) sau prin reglarea debitului de abur preluat de la turbină (în cazul termoficării).

Trebuie observat că la instalaţiile de încălzire cu apă caldă sau supraîncălzită, reglajul cantitativ central (din circuitul primar) se traduce prin variaţia temperaturii de încălzire a apei (în cazan sau boyler), deci printr-un reglaj calitativ central, pe cînd la instalaţiile de încălzire cu abur se traduce prin variaţia debitului de abur în reţea, respectiv prin variaţia presiunii, care are ca urmare dezechilibrarea reţelei. Din această cauză realizarea unui reglaj central, la instalaţiile cu abur, este dificilă şi necesită o dimensionare cît mai exactă a reţelei (căderile de presiune corespunzătoare debitelor de abur necesare pe diferitele ramuri să fie cît mai apropiate) şi o izolare cît mai bună a conductelor. În aceste

condiții reglajul se poate face variind presiunea de regim la cazan (prin dirijarea focului), în funcție de temperatura exterioară, ceea ce duce la admiterea în radiatoare a unei cantități de abur diferite în raport cu necesitățile. Acest reglaj este destul de greu de realizat; de aceea, în mod obișnuit, instalațiile de încălzire cu abur funcționează cu capacitatea maximă, iar reglajul se face folosindu-se regimul de funcționare intermitent (cu întreruperi). Pentru a micșora diferențele de temperatură interioare, cît și frecvența opririlor și pornirilor instalației, se poate scoate din funcțiune numai o parte a corpurilor de încălzire (reglaj prin suprafață). Evident, este posibil și reglajul local al debitului la fiecare corp de încălzire sau la un grup restrîns de corpuri, dar această soluție este greoaie și costisitoare.

Reglajul debitului de apă în instalațiile de încălzire nu se obișnuiește, deoarece variația turației pompei este dificilă și limitată, iar reglajul prin scurtcircuitarea parțială a pompei comportă o cheltuială inutilă de energie. Totodată trebuie menționat că și la apă reglajul debitului în limite mari provoacă dezechilibrarea rețelei.

Reglajul mixt. Problema reglajului într-un combinat termoficat se rezolvă practic făcînd un reglaj central (în centrala de termoficare) pentru consumul total de căldură, în funcție de temperatura exterioară și, în același timp, făcînd un reglaj local pentru fiecare consumator principal sau pentru un grup de consumatori de același fel.

În figura 5 este reprezentată variația temperaturii apei într-o rețea de termoficare cu reglare centrală. Parametrii adoptați la noi pentru rețelele de termoficare sînt de 150°C, la ducere, și de 70°C, la întoarcere, atunci cînd temperatura exterioară este cea mai scăzută. Pe măsură ce temperatura exterioară crește o dată cu încălzirea timpului, necesarul de căldură pentru încălzire scade, iar temperatura apei este reglată corespunzător în centrala de termoficare, coborînd pînă la 70°C, la ducere, și pînă la 40°C, la întoarcere.

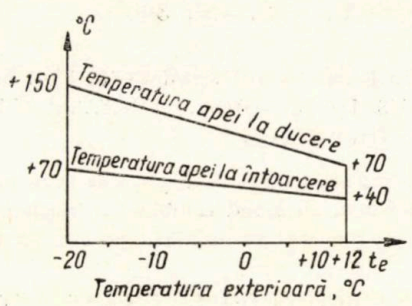


Fig. 5

Reglajul local se face de obicei în funcție de temperatura interioară a încăperii, care trebuie menținută constantă la valoarea dorită, dar care are tendința să varieze în funcție de temperatura exterioară, de vînt și de durata de strălucire a soarelui, a căror variație mărește sau micșorează pierderile de căldură ale încăperii. În modul acesta, prin tendința de

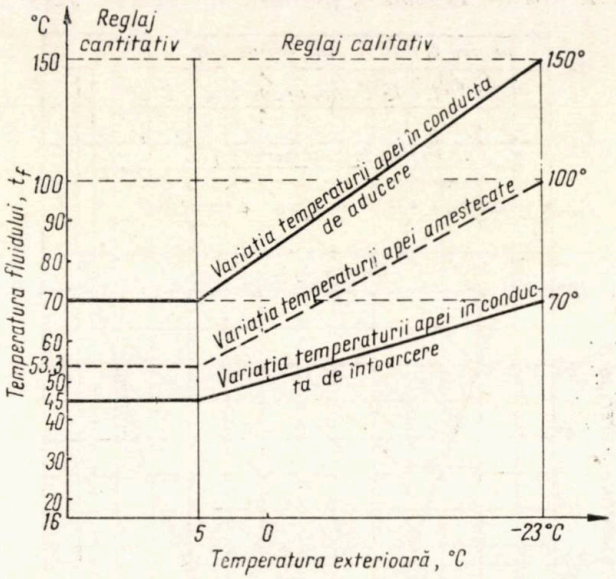


Fig. 6

variație a temperaturii interioare se ia în considerație și tăria vîntului și durata de strălucire a soarelui care nu influențează valoarea temperaturii exterioare (dacă termometrul este montat la umbră).

Reglajul local al consumului de căldură se poate face, în limite mari, prin amestecarea apei supraîncălzite din conducta de ducere cu apa din conducta de întoarcere; în limite restrînse, acest reglaj poate fi realizat și prin variația debitului de apă supraîncălzită cu ajutorul unui robinet de reglaj.

Acest mod de reglaj mixt este reprezentat în figura 6. Pentru temperatura interioară s-a considerat o valoare medie de 16°C. Reglajul calitativ (variația temperaturii apei prin amestecare) se face pînă cînd temperatura exterioară ajunge la + 5°C; la temperaturi exterioare peste +5°C se folosește reglajul cantitativ (prin variația debitului de apă).

La instalațiile de încălzire cu aer cald, reglarea se poate face atît prin variația temperaturii aerului (obținută prin variația debitului sau a temperaturii agentului termic), cît și prin variația debitului de aer proaspăt (prin recircularea unei părți din aerul interior), acționînd asupra clapetei de aer a aerotermei sau a bateriei centrale de încălzire a aerului.

Întocmirea unei diagrame generale de reglaj pentru o astfel de rețea se poate face prin suprapunerea diagramelor de reglaj întocmite pe grupuri de consumatori. Este necesar a se

proceda astfel deoarece temperatura interioară a clădirilor variază după destinaţia lor, iar în funcţie de destinaţie se adoptă şi modul de încălzire.

Pentru a se preciza de la început consumul de căldură (consumul de abur) pe întreaga perioadă de încălzire, precum şi variaţia acestui consum cu temperatura exterioară, se întocmeşte diagrama grade-zi pentru fiecare consumator sau grup de consumatori cu aceeaşi temperatură interioară.

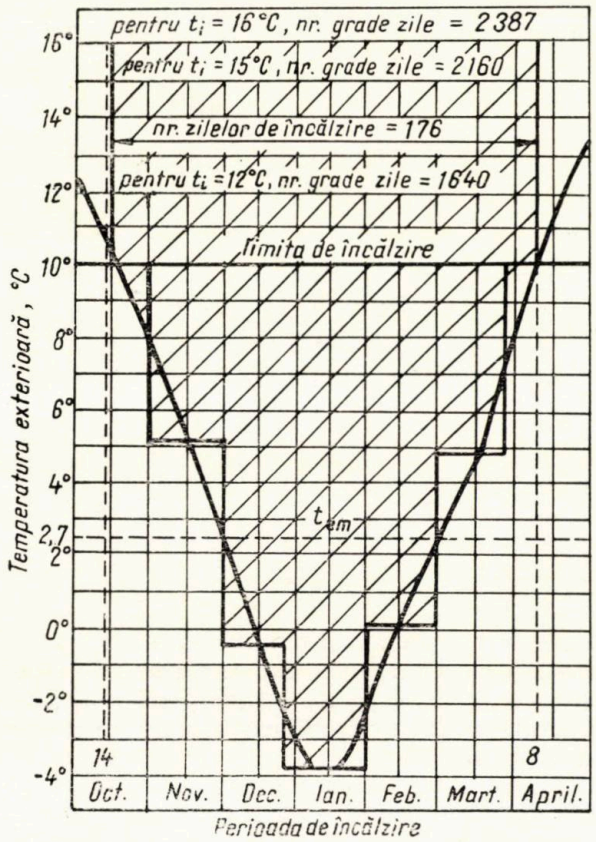


Fig. 7

Pe baza acestor diagrame se poate apoi construi diagrama grade-zi pentru întreaga zonă termoficată. În figura 7 este reprezentată diagrama grade-zi pentru Combinatul siderurgic — Hunedoara, întocmită de autor. Temperatura interioară medie (calculată ca medie ponderată pe întregul combinat) este de 16°C.

Consumul de căldură pentru nevoile tehnologice şi pentru cerinţele sanitare (apă pentru duşuri, băi, spălătorie) nu depinde de anotimp şi poate fi considerat constant; de aceea alimentarea cu căldură a acestor consumatori se poate face printr-o reţea separată.

Concluzii. Fiecare sistem de încălzire se pretează la un anumit sistem de reglaj. Astfel, în cazul încălzirii cu abur reglarea debitului de căldură prin reglarea temperaturii aburului este imposibilă; în cazul încălzirii cu aer, consumul de căldură depinde şi de procentul de aer recirculat, nu numai de temperatura exterioară; în cazul cînd agentul termic este apă supraîncălzită, reglarea debitului este limitată de faptul că o cădere prea mare de presiune poate produce vaporizarea apei în reţea.

Din cauza posibilităţilor limitate de reglaj şi de transport la distanţe mari, aburul este mai puţin folosit pentru încălzire şi pentru transportul căldurii, în reţelele întinse. La folosirea aburului, distanţele de transport indicate sînt de 2—3 km, mergîndu-se, în cazuri excepţionale, pînă la 6—7 km.

Apa caldă şi supraîncălzită are marele avantaj că permite un reglaj calitativ şi poate fi transportată la distanţe mari. De obicei, în reţelele de termoficare se foloseşte apa supraîncălzită (fierbinte), de 150°C. Distanţele actuale de transport în cazul apei supraîncălzite sînt de 8—12 km. Raza de acţiune a termoficării se poate mări, pînă la 30—40 km şi mai mult, evident mărindu-se în acelaşi timp şi temperatura apei supraîncălzite pînă la 175—200°C. Distanţa economică de transport care poate fi luată în considerare rezultă, pentru fiecare caz în parte, dintr-un calcul de rentabilitate.

Din motive economice, termoficarea cu cicluri cu abur se limitează la 200°C, temperatură căreia îi corespunde o presiune de saturaţie de 15,8 ata. La temperaturi peste 200°C sînt avantajoase turbinele cu gaze. Într-adevăr, ţinînd seama că temperatura obţinută prin arderea combustibilului este de aproximativ 1 500°C, temperatura maximă admisă la intrarea în turbină, de 900°C, iar temperatura gazelor evacuate, de aproximativ 300°C, rezultă că turbinele cu gaze permit termoficarea în două zone de temperatură: o zonă între 900 şi 1 500°C, alta, sub 300°C.

LE RÉGLAGE DE LA CONSOMMATION DE LA CHALEUR DANS UN COMBINAT MÉTALLURGIQUE À ÉNERGIE THERMIQUE

On étudie les possibilités de réglage de la consommation de la chaleur dans un grand combinat à énergie thermique et on explique comment ce problème peut être résolu.

HEAT CONSUMPTION GOVERNING IN METALLURGICAL PLANTS USING THERMAL ENERGY

Possibilities of heat consumption governing in large plants using thermal energy and ways of solving the problem are analysed.

Caracteristica generală a materialelor rezistente la uzură prin eroziune. Cazul pieselor de pompă

Ing. ECATERINA SPLEISS
Uzina de pompe — București

CZ 669.018.25 :621.6

Transportul hidraulic al unor fluide conținînd în suspensie cantități mari de particule solide, dure (cărbune, minereuri, zgură, cenușă, nisip și alte materiale abrazive) a căpătat în ultima vreme o importanță tot mai mare datorită simplității instalației și siguranței în exploatare, care permite automatizarea complexă a operației. Cu toate acestea introducerea vehiculării hidraulice întîmpină dificultăți din cauza condițiilor de uzură severă la care sînt supuse unele părți componente ale pompei (rotor, carcasă) în special cînd se cer înălțimi mari de pompare, ce necesită viteză periferică a rotorului mare.

Pentru realizarea unor pompe cu caracteristici hidraulice superioare, precum și pentru reducerea cheltuielilor date de înlocuirile dese ale pieselor uzate în serviciu, se pune problema alegerii unor materiale care să prezinte o suficientă stabilitate la eroziune, însoțită de cele mai multe ori de coroziune și șocuri dinamice importante.

Considerații asupra eroziunii pieselor de pompă în mediu hidroabraziv. Prin eroziune — în sensul larg al cuvîntului — se înțelege distrugerea materialului sub acțiunea particulelor purtate de curentul unui lichid sau al unui gaz. În cazul pompelor problema scurgerii amestecurilor (apă + particule solide) depinde, în primul rînd, de construcția pompei care trebuie să evite coroziunea locală dată de o scurgere turbulentă. Problema eroziunii cuprinde două aspecte: curentul de fluid și mecanismul de desprindere a particulelor de pe suprafața materialului, sub acțiunea amestecurilor de apă.

Mecanismul de desprindere a particulelor de pe suprafața piesei depinde de proprietățile amestecului (felul, mărimea, forma și duritatea particulelor, concentrația și viteza de mișcare, durata și acțiunea chimică a amestecului), precum și de proprietățile fizico-mecanice și construcția organului de pompă. Caracteristic pentru piesele de pompe este neuniformitatea eroziunii, dată de condițiile hidraulice și de intensitatea eroziunii (direcția mișcării și viteza relativă a particulelor la atingerea suprafeței piesei solicitate). În tabela 1 se arată durabilitatea relativă a principalelor organe la pompa cehoslovacă 250NBB care vehiculează amestec foarte eroziv de apă cu zgură granulată și cenușă [1].

Numeroase studii anterioare au arătat că pierderea în greutate prin eroziune depinde de viteza și unghiul de incidență a particulelor, din amestecul vehicular, cu suprafața piesei.

Tabela 1

Organul de pompă	Duritatea relativă
Inel de etanșare	1,0
Partea de intrare a ștuțului de aspirație	1,3—1,5
Rotor	2,0
Peretele frontal al carcasei	3,0
Carcasa spirală	4,0—5,0

Volumul total W_t al materialului erodat poate fi exprimat prin relațiile:

$$W_t = W_d + W_{C1} \qquad \text{pentru } \alpha \leqslant \alpha_0 \tag{1}$$

$$W_t = W_d + W_{C2} \qquad \text{pentru } \alpha \geqslant \alpha_0 \tag{2}$$

W_d = uzură deformată (neuniformă)

W_{C1}, W_{C2} = uzură în microrizuri

$$W_d = \frac{1/2\, M(V \sin \alpha - K)^2}{\varepsilon} \tag{3}$$

$$W_{C1} = \frac{2MC\,(V \sin \alpha - K)^2}{\sqrt{V \sin \alpha}} \left[V \cos \alpha - \frac{C(V \sin \alpha - K)^2}{\sqrt{V \sin \alpha}}\, \rho \right] \tag{4}$$

$$V_{C2} = \frac{1/2 M [V^2 \cos^2 \alpha - K_1 (V \sin \alpha - K)^{3/2}]}{\rho} \tag{5}$$

M = masa particulelor

α_0 = unghiul la care componenta orizontală a vitezei particulei desprinse de material este egală cu zero.

Evoluția eroziunii (ecuația 1 și 2) este reprezentată grafic în figura 1, pentru oțel carbon moale, și în figura 2, pentru fonta albă dură, pentru anumite condiții de încercare. Se observă că stabilitatea ambelor materiale depinde, în mare măsură, de unghiul de incidență al particulelor. Materialul moale este puternic erodat la unghiuri de incidență mici ale particulelor, pe cînd la unghiuri de incidență mari este mai stabil. La fonta dură lucrurile se petrec invers: la unghiuri mici de incidență eroziunea este minimă, iar la unghiuri mari de incidență materialul se erodează ușor, în urma acțiunii așa-numitei uzuri deformate.

La compararea efectului diferitelor amestecuri asupra materialului erodat trebuie să se țină seamă de mărimea par-

ticulelor, de forma și duritatea lor. De la o anumită mărime a particulelor (0,1—1,00 mm) în sus, volumul eroziunii este aproape linear. Muchiile ascuțite ale particulelor influențează, de asemenea, eroziunea. Influența durității particule-

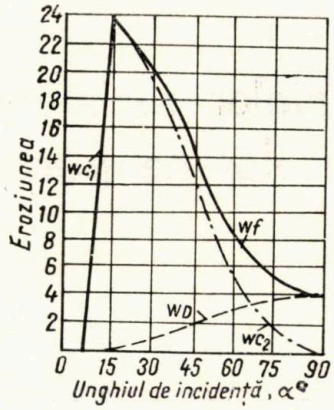


Fig. 1

lor asupra mărimii eroziunii se manifestă astfel : la o duritate a particulelor sensibil mai mică decît a materialului solicitat eroziunea va fi mică ; la o duritate aproximativ egală, eroziunea este încă relativ redusă. Dacă însă raportul dintre duritatea particulelor și a materialului se situează în domeniul cuprins între 1,1 și 1,6, eroziunea va crește foarte mult cu

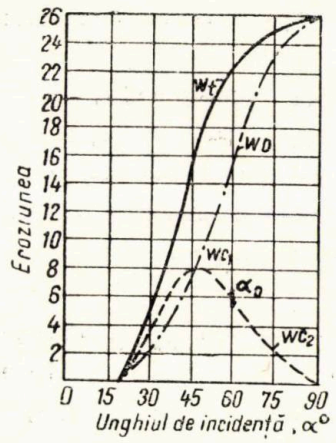


Fig. 2

duritatea. Peste valoarea 1,6 intensitatea eroziunii rămîne aproape constantă. Pentru a putea compara mai ușor duritatea particulelor cu a materialului se recurge, în vederea transformării durității după Mohs în unități HV, la formula :

$$\text{duritatea HV} = \left(\frac{\text{duritatea după Mohs}}{0{,}7}\right)^3$$

Rezistența la eroziune a materialelor pentru pompe trebuie privită în legătură cu compoziția chimică, tratamentul termic și microduritatea, precum și cu structura acestora. Macroduritatea nu poate fi considerată parametru al rezistenței la eroziune deoarece, așa cum rezultă din figura 3, la materiale diferite cu aceeași macroduritate, stabilitatea la eroziune variază în limite foarte mari.

Materialul optim în condițiile unei eroziuni intense este cel a cărui structură este alcătuită din carburi complexe într-o masă metalică de bază martensitică cu o anumită cantitate de austenită reziduală [2], [3]

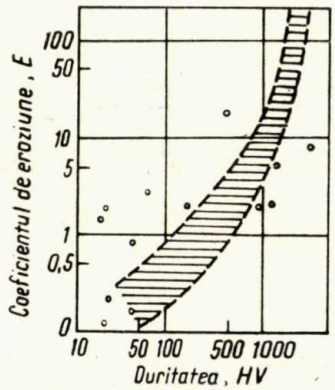


Fig. 3

Materiale rezistente la uzură, indicate pentru piesele de pompe. Dintre materialele rezistente la uzură, în fabricația de pompe interesează în special cele ce pot fi turnate în piese. Cele mai indicate sînt fontele albe, aliate cu Ni, Cr, Mo, și oțelurile de îmbunătățire cu conținut mediu de carbon.

La fonte, prin corelarea compoziției chimice cu viteza de răcire a piesei se poate obține o fontă albă martensitică cu absență totală de grafit și perlită în structură [3]. După conținutul de crom fonta albă martensitică poate fi mediu și înalt aliată. Categoria fontelor mediu aliate cu crom și nichel are ca reprezentant fonta de tipul Ni-Hard. Compoziția chimică și proprietățile acestui tip de fontă sînt date în tabela 2 [1]—[3]. Structura este constituită din carburi eutectice de fier și crom foarte dure, uniform distribuite într-o masă de austenită primară, în cea mai mare parte transformată în martensită. Conținutul de carbon și al celorlalte elemente de aliere se stabilește în funcție de grosimea pereților și a vitezei de răcire a piesei [3]. Un tratament termic dublu (4 h la 450°C, răcire în aer + 4 h la 275°C, răcire în aer) asigură transformarea celei mai mari părți de austenită reziduală în martensită și proprietăți mecanice bune. Duritatea mare a acestui material (tabela 1) face prelucrarea extrem de dificilă. Fonta Ni-Hard se recomandă la turnarea pieselor pentru pompe solicitate la uzură hidroabrazivă puternică cu condiția ca mediul vehiculat să nu fie prea agresiv din punct de vedere chimic.

La fonta înalt aliată cu crom (10—30% Cr) structura este constituită, funcție de conținutul în elemente de aliere și de viteza de răcire, din ferită, ferită și perlită sau din austenită și martensită. Rezistență mare la uzură prezintă însă numai fontele cu structura lipsită de ferită și perlită. Aceasta se poate obține la conținut redus de crom, prin adaos de molibden, sau la conținut superior de crom, prin reducerea conținutului de carbon (tabela 2).

Proprietățile mecanice ale fontelor depind în special de cantitatea și forma carburilor. Cu cît repartiția acestora este mai compactă, cu atît rezistența este mai mare.

Între structură și rezistența la uzură hidroabrazivă există o strînsă corelație : la aceeași macroduritate (de exemplu fonta albă nealiată comparativ cu FaUCr 17 NiMn3) rezistența la coroziune a fontei albe aliate este de peste 2,5 ori

Tabela 2

Fonta	Compoziția chimică, %						σ_{ri} kgf/mm²	Duritate, HRC	Microstructura	Stare
	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo				
Fa nealiată	2,54–2,75	0,74–1,0	0,58–0,69	0,14	0,14	—	—	40–42	P + K	
FaUCr2Ni4(Ni–Hard)	2,45–3,35	0,44–1,11	0,70–1,0	1,2–2,3	3,8–4,9	—	59	48–50	A + M + K (Fe, Cr)$_3$C	Revenire la 230–250°C, 3 h
FaUCr8Ni2	2,61–3,07	0,79–1,17	0,73–1,0	27,7–30,17	2,1–2,31	—	61	47–55	F + A + carburi mari (Cr, Fe)$_7$C$_3$ și carburi punctiforme	Revenire la 560–580°C, 3 h
FaUCr7Ni3Mn3	2,64–2,80	0,56–0,96	2,04–2,80	15,6–18,75	1,51–2,50	—	62	42–51	A + troostită + sorbită + + carburi mari (Cr,Fe)$_7$C$_3$ și (Cr,Fe)$_{23}$ C$_6$	Revenire la 600–615°C, 3 h
FaUCr12	2,13–2,18	0,35–0,43	0,50–0,66	12,31–12,8	—	—	54	59–63	M + carburi (Cr, Fe)$_7$C$_3$	Recoacere, călire de la 980 – 1 000°C în ulei, revenire la 180° C, 2 h
FaUCr12Mo	2,75–3,05	0,44–1,00	0,68–0,85	12,3–12,8	—	1,45–1,57	63	62–64	M + carburi punctiforme (Cr, Fe)$_7$C$_3$	Recoacere, călire de la 930°C în aer, revenire la 2 000°C, 2 h
FaUCr15Mo3	2,70–3,0	0,52–0,75	0,72–1,16	12,3–12,8	—	3,02–3,83	47,5	62–65	M + A + carburi punctiforme + carburi mari (Cr, Fe)$_7$C$_3$	Călire de la 950°C în aer, revenire la 2 000°C, 2 h
6H–X300NiCr96	3,0–3,6	1,5–2,0	0,4–0,7	7,0–10,0	5,5–6,5	—	—	—	M + (Fe, Cr)$_3$C, (Fe, Cr)$_7$C$_3$	Brut turnat

mai mare decît a fontei albe nealiate (încercate în condiții de șlam compus din două părți nisip și o parte apă), ceea ce se explică prin prezența în structură a carburilor cu duritatea (HV = 1 000–1 600 kgf/mm²) egală sau mai ridicată decît a nisipului cuarțos (HV = 900–11 000 kgf/cm²). Cu cît este mai mare duritatea carburilor, cu atît rezistența la uzură, menținînd celelalte condiții constante, este mai mare.

Așa se explică faptul că fonta FaUCr12Mo, cu structura masei metalice de bază asemănătoare cu a fontei FaUCr2 Ni4 (Ni-Hard) are rezistența la uzură de două ori mai mare.

La aceeași structură a masei metalice, rezistența la eroziune crește cu cît cantitatea de carburi este mai mare. De exemplu, FaUCr12Mo conține 25–30% carburi, iar fonta FaUCr12, numai 18–20%; din acest motiv rezistența la uzură a primei fonte este de 1,5 ori mai mare decît a celei din urmă, deși structura masei metalice este practic aceeași.

Dacă masa metalică de bază nu are o rezistență suficientă, carburile dure nu sînt bine fixate și se desprind ușor, ceea ce duce la scăderea rezistenței la uzură. Astfel, fonta FaUCr2Ni4 are rezistența la uzură de 1,5–2,0 ori mai mare decît fonta albă nealiată, deoarece, la aceeași cantitate de carburi, are masa metalică constituită din austenită și martensită cu HV = 670–810 kgf/mm², în timp ce fonta albă nealiată are structura perlitică cu HV = 300 kgf/mm².

Rezistența la uzură a fontei FaUCr28Ni2 este de 1,5–2,0 ori mai mică decît a fontei FaUCr12Mo, deși ambele conțin aproximativ aceeași cantitate de carburi de crom (Cr,Fe)$_7$C$_3$, cu duritatea HV=1 200–1 500 kgf/mm². Cu toate acestea fonta FaUCr12Mo are masa metalică constituită din martensită aliată cu carburi punctiforme, cu HV = = 840 – 1 010 kgf/mm², în timp ce fonta FaUCr28Ni2 are structura masei metalice ferito-austenitică cu HV = = 370 – 450 kgf/mm².

Fontele cu conținutul de crom peste 12% au, pe lîngă rezistența la uzură bună, și o foarte bună rezistență la coroziune, care la fonta Cr25 este maximă din cauza conținutului său redus de carbon.

La fontele albe, aliate cu crom, rezistența maximă la uzura hidroabrazivă se obține în cazul cînd se asigură prezența în structură a carburilor dure de crom (Cr, Fe)$_7$C$_3$ și a unei mase metalice martensitice sau austenitice metastabile (care se transformă în martensită prin ecruisare sub acțiunea curentului hidroabraziv). Această structură este caracteristică fontelor FaUCr12Mo și FaUCr15Mo3 [3].

Molibdenul se adaugă nu pentru a mări rezistența, ci pentru a asigura structura martensitică în piesele cu grosimi cuprinse între 30 și 100 mm, după călire în aer.

În afară de fontele arătate mai sus, în ultima vreme o importanță deosebită a căpătat fonta Ni-Hard 4 (cu 5 – 6%Ni și 8 – 9%Cr), precum și aliajele cu 12 – 18% Cr și 2 – 4% Mo, care au atins microdurități de 1 400 HV, în faza carburi, și de 900 HV, în masa de bază martensită [2].

Din grupa oțelurilor turnate, cu rezistență la uzură, utilizate în fabricația de pompe, se poate cita oțelul martensitic Cr6Mo1 cu conținut mediu de carbon (0,5–1,2% C) care posedă o foarte bună rezistență la uzură. Dacă piesele de pompă nu sînt supuse la solicitări prea mari, se poate utiliza oțelul cu conținut redus de crom: 0,5 – 0,6% C; 0,6 – 0,8% Mn; max. 0,5% Si; 2,6 – 3,4% Cr; 0,05% P și 0,05% S; după tratamentul termic (călire și revenire)

acest oţel are o rezistenţă la uzură destul de bună, combinată cu o duritate mare şi o rezilienţă acceptabilă.

Numeroase încercări au fost efectuate în R.S.C. cu o serie de materiale de tipul celor citate, la pompe ce transportau amestec de apă cu 80% zgură granulată foarte dură (cca. 700 HV) cu muchiile ascuţite şi 20% cenuşă, de la centrala energetică Oslavany. Acest amestec de apă este socotit în Cehoslovacia ca fiind mediul care provoacă eroziunea cea mai intensă. Încercările au arătat că rezistenţa diferitelor piese executate din acelaşi material este diferită. Acest fapt, precum şi eficacitatea privind cheltuielile de exploatare, arată că utilizarea aceluiaşi tip de material pentru toate piesele de pompă nu este avantajoasă. Alegerea materialului pentru diferitele piese ale pompei trebuie să se facă ţinînd cont de condiţiile hidraulice diferite în care lucrează fiecare piesă [5].

BIBLIOGRAFIE

[1] Vocel M. şi Sustec A. *Neue erosionsbeständige Werkstoffe für Forderpumpenteile zur Belorderung von Hydromischungen.* Giessereitechnik nr. 5, 1967, p. 137—142.

[2] Hanke M. *Die Verwendung von legiertem Hartguss in der Industrie.* Giessereitechnik, nr. 3, 1967, p. 65—67.

[3] Garber M. E., Zeilikman I. D. şi Tîpin I. *Issledovanie svoistv iznosostoikogo ciuguna.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 8, 1965, p. 1—4.

[4] Nainar J. şi Zizka V. *Litě materialu odolne proti hidroabrasivnimu opotrebeni.* Strojirenstvi, nr. 8, 1965, p. 602.

[5] Vocel M. şi Sustec A. *Technologické vlastnosti materialu pro bagrovaci cerpadla.* Slévàrenstvi, nr. 9, 1966, p. 355—358.

SIMPOZIONUL „APLICAŢIILE SISTEMULUI INFORMAŢIONAL ÎN ECONOMIE"

Asociaţia oamenilor de ştiinţă din România organizează la Bucureşti, între 15 şi 16 octombrie 1968, simpozionul „Aplicaţiile sistemului informaţional în economie".

Lucrările acestui simpozion se vor desfăşura în şedinţe plenare şi în următoarele cinci secţii de specialitate :

1. **Cercetarea operaţională în economie şi algoritmizarea proceselor economice.**

2. **Aplicaţiile sistemului informaţional în planificare.**

3. **Aplicaţiile sistemului informaţional în conducerea ştiinţifică a întreprinderilor.**

4. **Aplicaţiile sistemului informaţional în sistemul bancar-financiar, sistemul de aprovizionare şi desfacere etc.**

5. **Probleme de organizare şi structură a sistemelor de prelucrarea datelor.**

De asemenea, vor fi organizate mese rotunde în următoarele domenii :

a. **Eficienţa utilizării calculatoarelor în gestionarea marilor întreprinderi.**

b. **Probleme actuale ale cercetării operaţionale în economie.**

c. **Probleme privind organizarea şi structura sistemelor de prelucrarea datelor.**

Pentru înscrieri şi informaţii suplimentare vă rugăm să vă adresaţi Comitetului de organizare — secretar general — prof. C. Peneseu, membru corespondent al Academiei R. S. România — Asociaţia oamenilor de ştiinţă din România, str. Progresului 8—10, Bucureşti, căsuţa poştală 90, telefon 15.50.38.

CEA DE-A IV-a CONFERINŢĂ NAŢIONALĂ DE TURNĂTORIE

(Bucureşti, mai 1969)

Grupa de turnătorie a Secţiei construcţii de maşini şi prelucrarea metalului din Consiliul Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor şi Ministerul Industriei Construcţiilor de Maşini organizează în luna mai 1969 la Bucureşti cea de-a IV-a Conferinţă de turnătorie.

Conferinţa urmează să dezbată problemele actuale ale tehnicii şi ale organizării producţiei în turnătorii şi să ocazioneze un larg schimb de experienţă asupra realizărilor celor mai valoroase din uzine şi institute în domeniul cercetării şi tehnicii de turnare.

Pentru a reflecta în mod corespunzător activitatea tehnico-ştiinţifică a specialiştilor turnători din întreprinderile şi instituţiile din ţară, cei care doresc să se înscrie cu referate şi comunicări pentru a le prezenta în cadrul conferinţei sînt rugaţi să comunice, pînă la data de 31 iulie 1968, titlul acestora, însoţit de un rezumat, pe adresa : Consiliul Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor — Grupa de turnătorie — Calea Victoriei nr. 118, etaj I, Bucureşti, telefon 15.03.76.

Pentru lărgirea schimbului de opinii şi de experienţă la nivel internaţional şi pentru sporirea legăturilor dintre specialiştii români şi cei străini în domeniul turnătoriilor, la lucrările conferinţei vor fi invitaţi şi specialişti străini.

Cele mai bune referate şi comunicări prezentate de inginerii şi cercetătorii români la conferinţă vor fi selecţionate şi propuse a fi prezentate la cel de-al XXXVI-lea Congres internaţional de turnătorie de la Belgrad, din 7—12 septembrie, 1969.

Extrase din lucrările celui de-al 34-lea Congres de turnătorie (Paris, oct. 1967)

CZ 621.746.061.3

ELABORAREA ŞI TURNAREA ALIAJELOR

Fonte mediu aliate cu cobalt, cu grafit nodular (Modl. E.M.) Fontele cu conţinutul de cobalt cuprins între 3 şi 6 % au structura ferito-perlitică sau feritică, cu un număr mare de nodule de grafit. Cobaltul favorizează mărirea proporţiei de ferită şi a numărului separărilor de grafit. Fontele mediu aliate cu cobalt, cu grafit nodular, se folosesc pentru turnarea pieselor de turbine cu gaz sau cu aburi, care lucrează la temperaturi de pînă la 500°C. În prezent aceste fonte se elaborează la uzinele Sulzer Frères S. A. din Winterthur. Ele se caracterizează printr-o rezistenţă ridicată la cald, în prezenţa nitrurilor sau a borurilor în structura masei metalice.

Alierea suplimentară a fontei cu 0,5 — 1,5 % Nb şi pînă la 0,5 % Mo îi asigură cele mai ridicate proprietăţi.

Fontele feritice mediu aliate cu cobalt au alungiri între 18 şi 26 %, rezistenţa la tracţiune 45 — 55 kgf/mm ^{2}, iar duritatea Brinell 160 — 200 kgf/mm ^{2}.

Mărirea conţinutului de cobalt peste 6 % determină micşorarea pronunţată a alungirii şi, din acest motiv, fontele nu pot fi folosite. Conţinutul celorlalte elemente în aceste fonte este următorul : 3,6 — 3,87 %C ; 1,65 — 2,5 % Si ; 0,05 — 0,20 % Mn ; sub 0,030 % P ; 0,006 — 0,01 % S ; 0,04 — 0,07 %Mg.

Modificatori complecşi pentru fonte cu grafit lamelar de înaltă rezistenţă (Feri R.). S-au elaborat modificatori grafitizanţi cu compoziţia medie : 23 % Fe ; 36 % Si ; 18 % Ca ; 2,5 % Al ; 4,5 % Ti ; 8,0 % Ce ; 4 % La, cu temperatura de topire de circa 1 400°C. Elaborarea s-a făcut în cuptoare electrice cu arc sub un strat protector de BaF_2 sau CaF_2. Modificatorul complex cu compoziţia arătată, introdus în cantitate de 0,15 % în fonta lichidă, are un puternic efect de dezoxidare, desulfurare şi grafitizare.

Fontele modificate, cu compoziţia chimică : 2,97 — 3,18 %C ; 1,90 — 2,19 % Si ; 0,83 — 0,95 % Mn ; 0,10 % P ; 0,08 % S şi gradul de saturaţie $S_c = 0,83 - 0,90$, au rezistenţa la tracţiune de 35 — 40 kgf/mm ^{2}, structura uniformă şi pot fi folosite pentru turnarea pieselor cu grosimi variate ale pereţilor pieselor turnate.

Mecanismul modificării fontelor cu grafit lamelar (Defrancq Ch., Van Eeghens I. şi De Sy A.). În urma experienţelor efectuate în laborator şi în uzine s-a ajuns la ideea că modificarea fontelor cu grafit nodular este cauzată de formarea carburilor elementelor din grupa a doua din sistemul periodic : Ca, Sr şi Ba. Această ipoteză este confirmată de următoarele fapte :

— siliciul şi aluminiul pur, adăugaţi la modificare în fonta lichidă în proporţie obişnuită (pînă la 0,2 %) nu determină apariţia efectului modificator (mărirea bruscă a numărului de celule eutectice, mărirea pronunţată a rezistenţei la tracţiune) ;

— ferosiliciul sintetic, de asemenea, nu joacă rol de inoculant în fonte ;

— capacitatea inoculantă a ferosiliciului industrial se datorează prezenţei calciului şi, eventual, a bariului şi a stronţiului ;

— cu cît conţinutul de oxigen în fontă este mai mic (fonta mai supraîncălzită), cu atît efectul inoculant al calciului este mai mare, ceea ce arată că nu oxizii sînt cei care germinează grafitul în fonte.

În vederea stabilirii mecanismului de inoculare au fost încercaţi următorii inoculanţi : FeSi, CaSi, Si-Mn-Zr, prealiajul industrial pe bază de grafit şi siliciu scăzut, x_1, prealiajul industrial cu siliciu scăzut, cu calciu şi zirconiu, x_2, precum şi prealiajul cu 70 % Cu, 5 % Sn şi 25 % CaSi, denumit cuprinoc.

Influenţa plumbului asupra volumului de retasură în fonte (Barbero M. şi Fortino D.). S-a constatat că o dată cu mărirea conţinutului de plumb în fontele cenuşii (de ex. de la 0 la 0,05 %) creşte şi volumul de retasură (microretasură) de trei ori. La fabricarea pieselor de automobile au loc uneori „contaminări" cu plumb ale fontei, în care caz proporţia de rebut, datorită microretasurii, creşte brusc.

Solidificarea oţelurilor de turnătorie (Nehendzi I. A.). Se determină corelaţia care există între proprietăţile de turnare (fluiditate, retasură, contracţie liniară) şi modul de cristalizare a aliajelor şi în special a oţelurilor. Pe larg sînt analizate influenţele principalilor factori tehnologici (supraîncălzirea, conţinutul de gaze, compoziţia chimică, intervalul de solidificare etc.).

Rezistenţa la creştere a fontelor (Mocsy A.). S-au făcut experimentări pentru determinarea rezistenţei la creşterea fontelor nealiate şi aliate cu Cr-Mo, Cr-Ni, Mo-Ni, Cr-Cu, Mo-Cu, folosite pentru turnarea pieselor de motoare (chiulase, cilindri, segmenţi) şi a pieselor pentru cuptoare (piese pentru arzătoare).

În intervalul de temperatură pînă la 650°C fontele aliate cu Cr-Mo sau Cr-Ni, care lucrează la şoc termic, prezintă proprietăţi superioare. Rezultatele cele mai bune s-au obţinut în cazul fontelor elaborate în cuptoare electrice.

Folosirea ilmenitei pentru alierea fontei cu titan (Gissener I. şi Erikson I.). La elaborarea fontei hipoeutectice sau eutectice sub un strat de zgură, format din ilmenită (43,8 % TiO_2 ; 36,9 % Fe), calcar, fluorură şi cocs în proporţie de 150/150/15 şi 50 kg/t, în cuptor electric, se obţine un conţinut de titan în fontă de circa 0,2 %.

Prin alierea fontei cu titan, pe această cale, în structură se obţin separări foarte fine de grafit (tip D) şi, prin aceasta, proprietăţi mecanice superioare ale fontei. Titanul în fontă se obţine prin reducere. Folosirea ilmenitei face posibilă alierea fontei cu titan fără a recurge la adaosuri de ferotitan.

Un nou aliaj neferos pentru industria de nave spaţiale (Plenard E. şi Mena A.) Este vorba de aliajul de Mg cu 0,6 % Zr, care prezintă cea mai mare capacitate de amortizare dintre toate aliajele metalice. Această proprietate, corelată cu greutatea specifică scăzută (1,74 g/cm ^{3}), cu rezistenţa la tracţiune ridicată (17 N/mm ^{2}) şi cu alungirea mare (15 — —17 %) face posibilă folosirea lui pentru turnarea pieselor care lucrează la bordul navelor spaţiale, la care vibraţiile au influenţă negativă. Cauza acestei capacităţi ridicate de amortizare reprezintă probabil mecanismul de maclare, asociat cu un proces de dislocare.

Influența telurului asupra structurii fontelor (Nieswaag H. și Zuithoff A. I.). Adăugarea telurului în fonte determină micșorarea gradului de grafitizare și finisare a grafitului.

Aceasta se explică prin efectul lui asupra valorii tensiunii interfazice — fontă lichidă — separare de grafit. Prin adsorbție la suprafața separărilor de grafit, el frînează viteza de creștere.

Neuniformitatea structurală a aliajelor Cu-Al-Mn (Karamara A. și Stasinski A.). S-a constatat că la aceste aliaje turnate există o neuniformitate pronunțată a structurii, cauzată de viteza de răcire. În funcție de aceasta variază sensibil proprietățile fizico-mecanice și mai ales rezistența la oboseală.

Aliaje de cupru pentru industria electrotehnică (Narancsik P.). Se stabilește tehnologia de elaborare și turnare a cuprului pentru piese destinate industriei electrotehnice caracterizată prin conductibilitate ridicată. Piesele nu se supun tratamentului termic. Compoziția chimică : 99,95 % Cu ; 0,001 % Fe ; 0,031 % O ; 0,001 % Ag ; 0,015 % Pb ; 0,001 % Ni.

Posibilitatea obținerii aliajelor Al — Cu (4,5 % Cu) cu compactitate foarte mare prin folosirea solidificării dirijate (Murthyks Seshadri M. R. și Ramadrand A.). Cu micșorarea proporției de microretasuri, ca urmare a folosirii răcirii dirijate, rezistența la tracțiune crește de 2 — 3 ori.

Modificarea aliajelor eutectice Al — Si cu fluorură de sodiu (Defretin G. și De Lamer Cl). Experiențele au arătat că adaosurile de 60 % NaF și 40 % NaCl pe suprafața acestor aliaje asigură o durată mare a efectului modificator (afinare permanentă).

Turnarea lingotierelor din fonta de primă fuziune (Podruzcki C. și Strama S.). Fonta de la furnal, cu temperatura de 1 350 — 1 400°C, este transportată cu o oală cu capacitatea de 100 t în turnătoria de lingotiere, unde este acumulată într-un melanjor cu capacitatea de 350 — 400 t. În melanjor fonta are temperatura de 1 200 — 1 250°C. Turnătoria folosește fontă brută de compoziție și temperatură curentă, care variază în limite largi : 3,70 — 4,78 % C ; 2,06 — 0,92 % Si ; 0,12 — 1,62 % Mn ; 0,14 — 0,46 % P ; 0,018 — 0,080 %S.

Aluminiul tehnic (în cantitate de 0,1 %) se introduce în melanjor înainte de umplerea acestuia cu fontă. El micșorează puternic activitatea carbonului în fonta lichidă saturată în carbon.

Prin introducerea aluminiului în fonta lichidă hipereutectică are loc o separare (decantare) puternică a grafitului primar din fontă, o micșorare a conținutului de carbon (cu

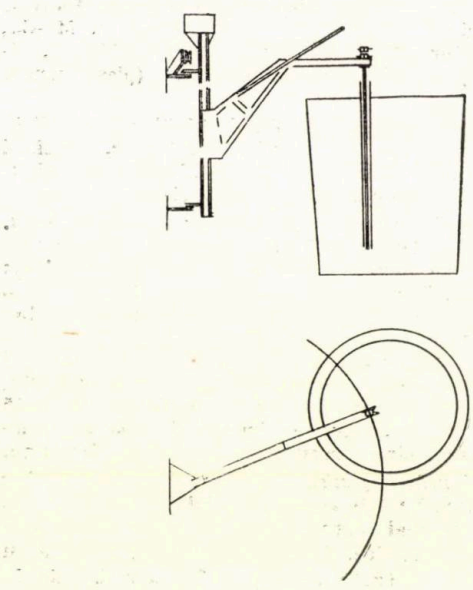


Fig. 1

circa 10 %) și o finisare pronunțată a structurii fontei din lingotiere. La suprafața băii de fontă din melanjor se formează un strat gros de grafit primar. Din melanjor fonta este evacuată din 30 în 30 min în oale de turnare cu dop, cu capacitatea de 50 t. În aceste oale se efectuează barbotarea fontei cu azot, cu ajutorul instalației prezentate schematic în figura 1.

Consumul de azot este de circa 0,03 Nm ^{3}/t. Introducerea azotului în fonta lichidă se face cu ajutorul unei lance, constituită din țeavă de oțel cu înveliș refractar (cărămizi tubulare). Durata de barbotare și de menținere a fontei în oala de turnare este de circa 10 min.

Temperatura fontei înainte de turnare este de 1 180 — —1 200°C. Barbotarea fontei cu azot determină eliminarea, în mare măsură, a grafitului primar și finisarea structurii fontelor din lingotiere. Conținutul remanent de aluminiu în lingotiere variază între 0,03 și 0,08 %.

S-a comparat durabilitatea lingotierelor turnate, la această uzină, din trei tipuri de fontă :

— lingotiere turnate din fontă de a doua fuziune (de cubilou) ;

— lingotiere turnate din fontă de primă fuziune, îmbunătățită prin adăugarea (amestecarea) unui aliaj bogat în siliciu, obținut într-un cuptor electric cu arc, de 10 t, prin retopirea ferosiliciului de 75 % Si și a deșeurilor de tablă silicioasă, sau prin retopirea aluminiului. Adaosul de ferosiliciu topit a fost de 0,03 — 0,15 %, iar cel de aluminiu, de 0,05 — 0,2 %. Adaosurile grafitizante se introduc în fonta lichidă în timpul transvazării acesteia în oalele de turnare. Această tehnologie a fost folosită în perioada 1962 — 1964 ;

— lingotiere turnate din fontă de primă fuziune inoculată cu aluminiu și barbotată cu azot (tehnologia nouă). Comparația s-a făcut în cazul lingotierelor cu dimensiunile arătate în tabela 1.

Tabela 1

Tipul (simbolul) lingotierei	Greutatea lingotierei, t	Înălțimea lingotierei, mm	Forma lingotierei	Grosimea peretelui			
				Latura mare		Latura mică	
				jos	sus	jos	sus
W-960 U	12,1	2 400	aprox. pătrată	190	180	190	180
W-1640	17,7	2 200	aprox. dreptunghiulară	255	225	240	202
WN-1640 D (maselotată)	17,8	1 700	aprox. dreptunghiulară	265	275	255	265

În tabela 2 se prezintă rezultatele obținute în cazul lingotierelor turnate în perioada 1962 — 1964, din fontă brută modificată cu ferosiliciu (30 — 125 kg) sau din aluminiu (50 — 200 kg), introduse în fontă în timpul umplerii oalelor de turnare cu capacitatea de 20 t.

Compoziția chimică medie a lingotierelor a fost de 4,14 % C ; 1,25 % Si ; 0,65 % Mn ; 0,22 % P ; 0,04 % S.

În tabela 3 sînt prezentate rezultatele obținute în exploatarea lingotierelor turnate din fontă brută modificată cu aluminiu și barbotată cu azot, după procedeul descris mai sus, compoziția medie a fontei fiind : 4,2 % C ; 1,09 % Si ; 0,69 % Mn ; 0,23 % P ; 0,038 %S și 0,11 % Al.

Rezultatele obținute în exploatarea lingotierelor tip W-960U și W-1640, destinate turnării lingotierelor din oțel de convertizor, arată că în perioada anului 1964 consumul mediu de lingotiere a fost de 16,2 (pentru lingotiera tip W-960 U) și de 17,2 (pentru tipul W-1640) față de 16,8 și, respectiv, 18,6 kg/t oțel (cazul turnării lingotierelor din fontă de cubilou).

S-a constatat că 42 — 50 % din lingotiere au fost scoase din uz datorită apariției rețelei de fisuri, iar circa 35 %, datorită fisurilor orizontale. Experiența acumulată la uzina Nowa Hutta a arătat, de asemenea, că durabilitatea lingotierelor s-a obținut maximă cînd conținutul de siliciu a fost cuprins între 0,9 și 1,2 %, raportul Si : Mn, între 1,50 și 3,0, iar conținutul de carbon total, între 4,0 și 4,3 %.

Durabilitatea lingotierelor depinde mult de durata de menținere a lingoului ; în cazul lingotierei tip W-1640 durata optimă este de 100 min (fig. 2).

Tabela 2

Tipul lingotierei	Numărul de lingotiere turnate		Numărul de turnări (limite)		Consumul de lingotiere (limite)		Total mediu	Consumul de lingotiere din fontă de cubilou, kg/t oțel
	1962	1963	1962	1963	1962	1963		1962–1967
W-1640	47	40	11–89	13–85	114 –14,1	88,3 – 13,6	25,6	17,5
WN-1640 D	38	93	9–65	8–72	127 –17,6	145 –15,6	32,8	29,5

Pe baza datelor obținute s-a constatat că, în cazul turnării lingotierelor din fontă brută modificată cu aluminiu și barbotată cu azot, durabilitatea este ceva mai mare decît în cazul lingotierelor turnate din fontă de cubilou.

Din acest motiv, acest procedeu a fost adoptat pentru turnătoria nouă de lingotiere din Nowa Hutta, începînd din anul 1965.

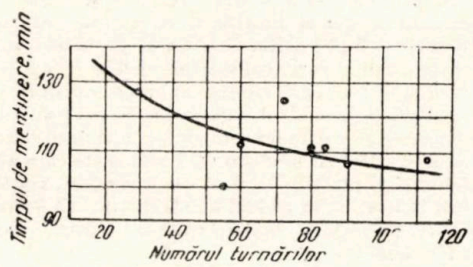


Fig. 2

Analiza producției de lingotiere, efectuată pînă în noiembrie 1966, arată că prețul de cost al lingotierelor turnate din fontă brută reprezintă 82% din cel al lingotierelor turnate din fontă de cubilou. Se consideră că diferența dintre prețurile de cost în realitate este mai mare, dacă se ține seamă că spărturile de lingotiere se folosesc ca pat de fuziune în cuptoarele Martin. Mai mult, spargerea lingotierelor în vederea folosirii lor în cuptoarele Martin necesită mai puțină manoperă.

Tabela 3

Tipul lingotierei	Numărul lingotierei turnate	Numărul de turnări		Consumul, kg/t oțel	
		Limite	Valori medii	Limite	Valori medii
W-1640	62	41–107	71,6	30,6–11,7	17,4
WN-1640 D	39	15–98	46,9	76,5–11,7	24,4

Lingotierele turnate din fontă modificată cu prealiaje de FeSi (tehnologie veche) sînt cu 15% mai scumpe în comparație cu lingotierele turnate din fontă modificată cu aluminiu și barbotată cu azot, economiile obținîndu-se astfel: la încărcătură – 12,6%; la cheltuielile de fabricație – 1,2%; la cheltuielile de amortizare a cuptorului electric – 0,7%; la cheltuielile pentru manoperă directă (la elaborare în cuptorul electric) – 0,5%.

L. Sofroni

CONFERINȚA INTERNAȚIONALĂ „RELAȚII CANTITATIVE ÎNTRE PROPRIETĂȚILE ȘI MICROSTRUCTURA MATERIALELOR"

Între 24 iulie și 1 august 1969 va avea loc la Haifa (Israel) o conferință internațională cu titlul „Relații cantitative între proprietățile și microstructura materialelor", sub auspiciile Societății metalografice internaționale, a Societății pentru metale și Technion (Israel).

Conferința va trata probleme referitoare la măsurarea cantitativă a parametrilor microstructurali și evaluarea directă a semifabricației acestor parametri în teoriile referitoare la proprietățile mecanice și celelalte proprietăți ale materialelor.

Conferința va pune de asemenea accent pe aplicarea metalografiei cantitative la studiul rezistenței materialelor. Un număr însemnat de referate se va ocupa de metalografia electronică cantitativă.

Lucrările conferinței vor fi publicate de către Societatea metalografică internațională într-o ediție specială a „Metalografiei" sau sub formă de publicație separată.

V. I. Popescu. TEHNOLOGIA FORJĂRII ŞI EXTRUZIUNII. Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1967, 480 pag., 363 fig., 52 tabele, 73 ref. bibliografice.

În ansamblul ei lucrarea tratează în mod sistematic problemele legate de tehnologia forjării, matriţării şi extruziunii.

Cele zece capitole, în care a fost împărţită lucrarea, inegale atît ca importanţă, cît şi ca paginaţie, sînt tratate într-o succesiune judicioasă şi la un nivel destul de ridicat în comparaţie cu literatura de specialitate din ţara noastră şi din străinătate, precum şi cu cerinţele impuse manualului de a fi accesibil cititorilor neiniţiaţi încă în probleme de forjă. Astfel, în primele trei capitole, care totalizează circa 7,5% din volumul lucrării, sînt expuse problemele de bază cu privire la materia primă folosită şi la operaţiile pregătitoare care se execută în vederea forjării şi matriţării, ca : debitare, încălzire, răcire etc.

În capitolul IV (25 pag.) se tratează forjabilitatea metalelor şi aliajelor, analizîndu-se în mod detaliat factorii care influenţează forjabilitatea, precum şi căile de mărire a acesteia.

În capitolul V (12 pag.) sînt tratate mai succint problemele de bază cu privire la influenţa deformării plastice la cald asupra caracteristicilor fizico-mecanice ale metalelor şi aliajelor.

Utilajele de bază din secţiile de forjă sînt tratate în capitolul VI (77 pag.). Analizarea utilajelor numai din punctul de vedere al caracteristicilor funcţionale şi tehnologice şi nu din punctul de vedere al proiectării lor face ca acest capitol să se integreze organic în contextul lucrării şi să uşureze cititorului rezolvarea problemelor subtile, care se ivesc la întocmirea tehnologiei şi la alegerea utilajului de forjare sau matriţare.

În capitolul VII (73 pag.) sînt tratate operaţiile de bază ale forjării libere. Dintre operaţiile tratate în acest capitol (refulare, întindere, găurire, îndoire, răsucire şi sudare), o atenţie deosebită se acordă refulării şi întinderii. Analizînd în mod detaliat operaţiile de refulare şi întindere, autorul foloseşte cu discernămînt cercetările publicate în literatura de specialitate, cu privire la fenomenele care însoţesc operaţiile menţionate. Aprofundîndu-se aceste fenomene, în lucrare sînt explicate, pentru prima dată în limba română, o seamă de legi pe baza cărora au loc procesele de deformare plastică la refulare sau întindere şi de care în mod obligatoriu trebuie ţinut seama la întocmirea tehnologiei de forjare. Traiectoria particulelor de material la refularea cu deformare uniformă, trecerea suprafeţei laterale în suprafaţă de contact la refularea cu deformare neuniformă, raportul dintre alungire şi lăţire în funcţie de condiţiile de forjare, gradul admisibil de deformare plastică pentru materialele cu plasticitate ridicată etc. sînt doar cîteva din problemele cuprinse în acest capitol şi explicate pentru prima dată în literatura română de specialitate.

În capitolul VIII (119 pag.) sînt tratate principalele probleme referitoare la întocmirea corectă a unei tehnologii de matriţare la ciocane, prese şi maşini cu destinaţie specială, precum şi la întocmirea tehnologiei de debavurare a pieselor matriţate. În cadrul acestui capitol, problemele analizate sînt privite mai mult din punctul de vedere al construcţiei sculelor şi mai puţin din punctul de vedere al fenomenelor care au loc în timpul deformării plastice. Ţinînd seamă de nivelul şi modul în care sînt tratate problemele privind forjarea liberă, considerăm că lucrarea ar fi cîştigat mai mult dacă şi problemele referitoare la matriţare ar fi fost analizate mai mult din punctul de vedere al fenomenelor care au loc în timpul matriţării.

În capitolul IX (54 pag.), după o sumară descriere a defectelor de material, se analizează în profunzime cauzele apariţiei şi mecanismul de deformare a defectelor de forjare. Şi în cadrul acestui capitol sînt explicate pentru prima dată în limba română o seamă de legi şi fenomene care concură la înlăturarea sau la intensificarea pericolului de distrugere a integrităţii materialului în timpul forjării libere. Nu acelaşi lucru se poate spune însă despre defectele de matriţare, care sînt mai puţin aprofundate.

Ultimul capitol (51 pag.) cuprinde problemele de bază referitoare la extruziunea la cald şi la rece a metalelor şi aliajelor. După ce se face o sinteză cu privire la diversitatea variantelor de extruziune a metalelor şi aliajelor, la rece şi la cald, în cadrul acestui capitol o atenţie deosebită se acordă neuniformităţii deformaţiei şi lubrifierii în timpul extruziunii.

Apreciind ca un fapt pozitiv abordarea, în cadrul capitolului X, a extruziunii la rece, considerăm că n-ar fi fost lipsit de interes, că dimpotrivă ar fi ridicat mai mult valoarea lucrării recenzate, dacă şi în cadrul capitolelor V, VII şi VIII, pe lîngă fenomenele şi procesele care au loc în timpul deformării plastice la cald ar fi fost analizate şi fenomenele care au loc în timpul deformării plastice la rece. De asemenea, considerăm că ar fi fost indicat ca în cadrul acestei lucrări să se acorde o mai mare atenţie forjării, matriţării şi extruziunii metalelor şi aliajelor neferoase.

În încheiere, cu privire la lucrarea recenzată, apreciem că modul de tratare clară a problemelor abordate şi expunerea sistematică a acestora uşurează pe cititor în înţelegerea şi asimilarea conţinutului întregii lucrării. Cu toate că pe ansamblu lucrarea are un pregnant caracter didactic, avînd la bază o anumită programă analitică (cartea fiind destinată în primul rînd studenţilor Facultăţii de metalurgie din Bucureşti) apreciem că această lucrare este deosebit de utilă şi cercetătorilor, inginerilor şi tehnicienilor de specialitate, constituind un preţios auxiliar în activitatea practică şi de cercetare a acestora. Cartea este publicată sub o formă şi grafică deosebit de bune, iar apariţia acesteia în librăriile noastre este binevenită şi se înscrie în acţiunea generală actuală de ridicare a nivelului tehnic al industriei de forjare şi matriţare din ţara noastră.

Ing. *M. Codreanu*

Bujor Almăşan. INDUSTRIA MINIERĂ A ROMÂNIEI. Bucureşti, Editura Meridiane, 1968, 70 pag., 37 clişee.

Lucrarea ministrului minelor înfăţişează realizările obţinute în sectorul minier al economiei naţionale, prin valorificarea maximă a resurselor naturale, în procesul de industrializare a ţării, evidenţiind atenţia deosebită care s-a acordat cunoaşterii şi lărgirii bazei de materii prime minerale, în care un rol determinant a revenit industriei miniere.

Industria minieră a realizat în cadrul programului de dezvoltare a economiei naţionale, în anii construcţiei socialiste, o creştere continuă a bazei de substanţe minerale utile — minereuri de fier, neferoase şi auro-argentifere, de bauxită, de cărbuni cocsificabili şi energetici, de substanţe nemetalifere şi roci utile, precum şi de metale rare — asigurînd, în acest fel, materiile prime necesare celorlalte ramuri ale economiei şi în special a celor producătoare de mijloace de producţie.

Lucrarea, bogat ilustrată, în cuprinsul celor patru părţi tratează probleme legate de : structura geologică a teritoriului României ; principalele bogăţii minerale solide ; dezvoltarea industriei miniere în România ; relaţiile comerciale cu străinătatea.

În prima parte, destinată constituţiei geologice a ţării, se arată că aceasta este alcătuită dintr-o varietate de roci eruptive, metamorfice, şi o gamă foarte largă de roci sedimentare,

blocul carpatic creînd condiţii favorabile de acumulare a numeroase şi variate substanţe minerale utile.

Partea a doua, privind principalele bogăţii minerale utile, se referă la locul important pe care îl deţin cărbunii (antracit, huilă, cărbune brun, lignit şi turbă) a căror exploatare, în raport cu vîrsta geologică, se face în subteran, la adîncimi de la 150 m la peste 1000 m sau la suprafaţă, în carieră. Trecînd la zăcămintele de fier — baza industriei siderurgice — constituite din minereuri ca siderită, magnetită, hematită şi limonită cu conţinut în general redus în fier (între 26 şi 49%) care se găsesc în masivul Poiana Ruscă, se menţionează în continuare zăcămintele de mangan constituite din minereuri sub formă de carbonaţi, silicaţi şi oxizi. Minereurile neferoase se prezintă în general sub formă de sulfuri sau carbonaţi de plumb, zinc şi chiar cupru, la care se adaugă mineralizaţia auro-argentiferă din Munţii Apuseni şi minereurile aurifere din regiunea Baia Mare. Pentru industria metalurgică prezintă de asemenea interes zăcămintele de bauxită din Transilvania, care se exploatează la suprafaţă, a căror utilizare a permis organizarea în ţară a industriei aluminiului. Substanţele nemetalifere se găsesc pe tot cuprinsul ţării într-o gamă extrem de variată.

Drumul ascensional al industriei miniere este ilustrat în mod concludent prin diagrame.

În partea a treia a lucrării se tratează dezvoltarea industriei miniere în România, prezentată în cinci capitole. În primul capitol — Scurt istoric — se arată că mineritul şi meşteşugul prelucrării metalelor sînt îndeletniciri străvechi încă din vremea dacilor şi a romanilor şi se redă în cifre producţia minieră din anii construcţiei socialiste, comparată cu cea din anul 1938 cînd situaţia din industria minieră se caracteriza printr-o exploatare neraţională a zăcămintelor, un potenţial de producţie redus, consecinţă a insuficientei dezvoltări a industriei grele.

În capitolul următor — Industria minieră în anii construcţiei socialiste — se arată că, după naţionalizarea principalelor mijloace de producţie din anul 1948, în cadrul politicii de industrializare a ţării, industria minieră devine o ramură de importanţă vitală pentru economia naţională; se tratează de asemenea aspectele dezvoltării industriei carbonifere, creşterea producţiei de minereuri de fier, dezvoltarea producţiei de minereuri neferoase, exploatarea substanţelor nemetalifere.

Capitolul al treilea tratează activitatea de cercetări şi proiectări în industria minieră. Activitatea este prezentată pe probleme: tehnică minieră; prepararea şi prelucrarea substanţelor minerale, mecanizarea şi automatizarea; tehnica securităţii.

Capitolul al patrulea se ocupă de înzestrarea tehnică a industriei miniere cu maşini şi utilaje la nivel tehnic ridicat, pentru care s-au alocat fonduri importante de investiţii.

Ultimul capitol se referă la calificarea şi specializarea cadrelor, important obiectiv al politicii statului român, care urmăreşte formarea de specialişti din rîndul muncitorilor, tehnicienilor şi inginerilor, la nivelul cerut de dezvoltarea impetuoasă a tehnicii mondiale şi a tehnologiilor moderne.

Partea a patra, care încheie lucrarea, tratează relaţiile comerciale cu străinătatea. Se arată în ce măsură România a dezvoltat legături multilaterale cu toate ţările, indiferent de orînduirea lor socială, atît în ceea ce priveşte importul, cît şi exportul.

Asistenţa tehnică oferită de România în cadrul activităţii de export, adăugată livrării de instalaţii complete pentru mineri într-o serie de ţări care satisfac pe parteneri, fiind în acelaşi timp avantajoase din punct de vedere economic, reflectă nivelul la care se situează industria noastră naţională. Cu astfel de realizări industria minieră contribuie, în mare măsură, la propăşirea economiei româneşti.

Cartea, scrisă într-un stil clar şi atrăgător, bogat ilustrată cu grafice şi fotografii, constituie un preţios material documentar pentru informarea celor care doresc să fie la curent cu realizările mineritului din ţara noastră, interesînd în egală măsură atît pe mineri, cît şi pe cei ce activează în alte ramuri ale industriei naţionale, cum este industria metalurgică, cărora aceasta le asigură baza materială.

Ing. *M. Vrînceanu*

Anisimov N. F. şi Blagov B. N. PROEKTIROVANIE LITÎH DETALEI (PROIECTAREA PIESELOR TURNATE. Îndrumător). Moscova, Maşinostroenie, 1967, 272 pag., 139 tab. şi 238 fig.

Proiectării raţionale a pieselor turnate i s-a acordat totdeauna o atenţie deosebită în publicaţiile tehnice. Se cunosc şi în limba română asemenea publicaţii, cea mai edificatoare fiind, fără discuţie, în traducere din limba polonă, cartea prof. M. Skarbinski — „Construcţia pieselor turnate şi proiectarea formelor".

În limba rusă asemenea publicaţii sînt tot mai numeroase, dar ceea ce ni se pare cel mai important, este faptul că tema este tratată din unghiuri diferite, în funcţie de cercul de cititori cărora i se adresează. Sînt unele publicaţii privind proiectarea pieselor turnate care se adresează tehnologilor turnători şi în care predomină, evident, recomandările pentru recepţia desenelor pieselor turnate, indicîndu-se concret ce trebuie modificat la o piesă pentru a se putea realiza mai uşor prin turnare sau, pentru unele cazuri, modificările constructive care se impun pentru a fi posibilă turnarea. Cealaltă grupă de publicaţii se adresează proiectantului de piese, cu precizările necesare pentru a se putea de la început proiecta piese realizabile prin turnare; aceasta este cea mai importantă, ea rezolvînd clar problemele care se mai ivesc din păcate în turnătorii. Profitînd de această ocazie, ne exprimăm părerea că este absolut necesar ca şi în ţara noastră să fie depuse eforturi tot mai susţinute pentru dotarea inginerilor mecanici cu publicaţii care să le permită o mai raţională proiectare a pieselor turnate care, în final, să permită şi o simplificare a tehnologiei de turnare.

Lucrarea lui N. F. Anisimov şi B. N. Blagov se adresează tocmai acestei ultime grupe de cititori, fiind, din acest motiv, un bun exemplu şi pentru noi. Prezentul îndrumător face parte din biblioteca constructorului.

Sînt cuprinse bazele construcţiei pieselor turnate din fontă, oţel şi aliaje neferoase, se tratează problemele în legătură cu construcţia pieselor care se toarnă în amestecuri de formare, în cochilii, sub presiune, cu modele uşor fuzibile şi de proiectare a pieselor turnate-sudate. Separat sînt sistematizate datele privind economia de metal şi căile de turnare pentru reducerea cheltuielilor la prelucrarea mecanică.

Cartea este împărţită în şase capitole: I — „Generalităţi"; II — „Aliaje pentru turnarea pieselor"; III — „Construcţia pieselor turnate în amestecuri de formare"; IV — „Construcţia pieselor turnate prin metode speciale"; V — „Construcţia pieselor armate" şi VI — „Construcţia pieselor turnate sudate".

În primul capitol sînt descrise, în general, metodele de turnare cu domeniile lor de aplicabilitate, clasificarea pieselor turnate după complexitate, rentabilitatea executării pieselor prin turnare, clasificarea pieselor turnate după greutate, calculul aproximativ al greutăţilor, precizia dimensională şi netezimea suprafeţelor, poziţia de turnare şi condiţiile tehnice ale pieselor turnate.

În al doilea capitol se dau mărcile de fontă turnate în piese (fonte cenuşii, modificate, cu grafit nodular), oţelurile turnate în piese, aliajele cu bază de cupru, aliajele cu bază de aluminiu, aliajele cu bază de magneziu, aliajele înlocuitoare. La fiecare tip de aliaje, după prezentarea caracteristicilor mecanice, fizice şi chimice, se expun condiţiile de lucru posibile, indicîndu-se corect domeniile de folosire.

În următorul capitol se cuprind o serie întreagă de probleme, acesta fiind de altfel baza întregii cărţi. Se dau indicaţii şi soluţii pentru modificarea formei exterioare a pieselor pentru a se putea executa mai uşor în forme din amestecuri de formare. Separat sînt date înclinările constructive minime, grosimea pereţilor, racordarea pereţilor cu grosimi diferite, raze de racordare, pereţi prelucraţi, economia de metal.

În capitolul IV se dau date asupra condiţiilor pe care trebuie să le îndeplinească piesele care se toarnă sub presiune sau la turnarea în cochilii, cu modele uşor fuzibile etc.

În ultimele capitole sînt date multe soluţii pentru construcţia pieselor armate şi pentru obţinerea pieselor turnate şi apoi sudate. Simplificîndu-se mult tehnologia de obţinere a pieselor turnate, executarea unor piese mari şi com-

plicate înseamnă, în acest caz, turnarea unor părți, simple și mult mai mici, și apoi asamblarea prin sudare.

Apreciem lucrarea deosebit de interesantă și o recomandăm spre consultare și tehnologilor turnători.

Ing. *C. Rădulescu*

Pilter Pál. MANGÁN A KOHÁSZÁTBAN (MANGANUL IN SIDERURGIE). Budapesta, Editura Müszaki Könyvkiadó, 1968, 291 pag.

Cartea a apărut în Editura tehnică din Budapesta, în anul 1968, și constituie o monografie despre mangan; deși apare sub o singură semnătură, reprezintă — așa cum afirmă autorul — rezultatul unei activități colective, care a fost sprijinită de un mare număr de ingineri din industria siderurgică maghiară.

Primul capitol al cărții se ocupă de formarea zăcămintelor de mangan, formele sub care apare manganul în natură, clasificarea minereurilor pe baza conținutului de mangan și diverse metode de preparare și îmbogățire a minereurilor.

În cadrul acestui capitol se remarcă o descriere a principalelor zăcăminte de minereuri de mangan de pe glob, însoțită de un tabel sintetic, cuprinzînd rezervele apreciate pentru diverse țări, conținutul de mangan în minereu și sursele de informare.

În al doilea capitol — „Utilizarea minereurilor de mangan" — sînt prezentate o serie de date privind dinamica producției de minereu de mangan pe continente, în perioada 1900—1960, precum și unele informații despre exportul și importul de minereu de mangan în U. R. S. S., țările capitaliste și semicoloniale.

Prezintă, de asemnea, interes evoluția consumului specific de mangan metalic raportat la tona de oțel în perioada 1938—1963, precum și cifrele privind pierderile nerecuperabile de mangan în diversele trepte de prelucrare și utilizare, de la minereu pînă la oțel.

Tot în acest capitol, care este cel mai dezvoltat, se descriu pe larg procesele pirometalurgice prin care se prelucrează minereurile de mangan, prezentîndu-se metodele de producere a diferitelor tipuri de feroaliaje cu mangan și a manganului metalic.

Capitolul al treilea tratează acțiunea desulfurantă a manganului atît în furnal, cît și în oala de fontă în timpul transportului de la furnal la oțelărie. De asemenea, conține o descriere a acțiunii desulfurante și dezoxidante a manganului în procesele de fabricare a oțelului.

Ultimul capitol prezintă manganul ca element de aliere, insistînd asupra structurii sale atomice. În continuare sînt arătate succint, pe bază de diagrame de echilibru, cîteva aliaje ale manganului cu alte metale (Al, Cr, Sb, Bi, Cu etc.) și se prezintă, pe scurt, influența manganului asupra structurii și proprietăților oțelurilor și ale fontelor.

În lucrare sînt prezentate noțiunile teoretice necesare înțelegerii proceselor a căror descriere urmează, precum și un bogat material cifric și grafic, extras din literatura de specialitate.

La redactarea cărții au fost consultate 143 de lucrări, multe din ele apărute după anul 1960.

La începutul fiecărui capitol se prezintă succint principalele momente ale dezvoltării istorice a problemelor, permițînd cititorului să-și formeze o privire de ansamblu asupra evoluției lor în timp.

În afară de prelucrarea și sistematizarea unui important material bibliografic, în lucrare se redau cercetările efectuate în Ungaria și rezultatele obținute.

Prin modul în care sînt prezentate problemele, precum și prin varietatea datelor pe care le conține, cartea poate ajuta la lărgirea cunoștințelor inginerilor metalurgi, privind manganul, element indispensabil în procesele de elaborare a oțelului.

Ing. *O. Takacs*

Bezrucikо I. I., Zubțov M. E. și Balakina L. N. OBRABOTKA METALLOV DAVLENIEM (PRELUCRAREA METALELOR PRIN PRESARE). Leningrad, Mașinostroenie, 305 pag., 167 fig.

Lucrarea reprezintă un îndrumător pentru cunoașterea problemelor generale legate de prelucrarea metalelor prin presare. Ea expune bazele teoretice ale prelucrării metalelor prin presare, încălzirea și instalațiile de încălzire a metalelor și procedeele cele mai utilizate de prelucrare a metalelor prin presare (laminare, trefilare, extruziune, forjare liberă și în matrițe și ștanțare).

Cartea cuprinde opt capitole, care se pot grupa în trei părți:

— Partea I (cap. I) prezintă bazele teoretice ale proceselor de deformare avînd în vedere ultimele cuceriri în acest domeniu. Astfel se prezintă pe scurt structura metalelor, unele noțiuni privind deformarea plastică a monocristalelor și a structurii policristaline și influența deformării plastice asupra structurii și proprietăților metalelor. În final se prezintă cîteva legi de bază ale deformării plastice. Spațiul acordat acestui capitol ar fi trebuit să fie mai mare deoarece, pentru înțelegerea problemelor prezentate, este necesar să se cunoască multe noțiuni avansate de metalurgie fizică.

— Partea a II-a (cap. II) tratează pe scurt modul de încălzire a metalelor și instalațiile clasice utilizate. Se prezintă procedee de încălzire, modul de determinare a vitezei și a timpului de încălzire și unele probleme legate de încălzire.

Se mai prezintă instalațiile de încălzire obișnuită, cu flacără și electrice, și modul de control al temperaturii la prelucrarea prin presiune. Se expun instalații obișnuite fără să se prezinte nimic nou în acest domeniu.

— Partea a III-a (de la cap. III la cap. VIII) tratează foarte succint diferitele procedee de prelucrare prin deformare a metalelor.

Astfel, în capitolul III, care tratează laminarea, se prezintă importanța producției de laminate și clasificarea proceselor de laminare, teoria modului de prindere a laminatelor în calibrul cilindrului și principiile generale privind tehnologia și instalațiile de laminare. Se dau principii generale de laminare a țevilor și laminarea periodică longitudinală.

În capitolul IV se prezintă foarte succint (10 pagini) trefilarea, în ceea ce privește mărimile de bază, efortul necesar și utilajele folosite.

Capitolul V prezintă, în 13 pagini, caracterul curgerii metalului lichid, viteza și efortul de presare, principiile de calcul, tehnologia și utilajele folosite.

Capitolul VI prezintă în 28 pagini forjarea liberă în ceea privește: mărimea care caracterizează deformarea liberă, influența asupra caracteristicilor metalului, operațiile de bază și descrierea sculelor și a utilajelor folosite.

Un spațiu ceva mai mare se acordă forjării în matriță (73 pag.) în capitolul VII. Se prezintă: metode de matrițare, procese tehnologice, semifabricate și utilaje folosite.

Un spațiu tot așa de mare (74 pag.) se acordă în ultimul capitol (VIII) ștanțării tablei. Se prezintă: tăierea, îndoirea și ambutisarea și utilajele folosite.

Se mai prezintă ștanțarea la cald a tablei de oțel, a materialelor nemetalice, precum și problemele de mecanizare și automatizare.

În forma prezentată, lucrarea poate folosi studenților facultăților care studiază deformarea metalelor prin presare. Nu folosește decît foarte puțin cadrelor tehnice din producție, deoarece analizează totul la modul general, foarte scurt, din cauza spațiului limitat, fără a prezenta date cu caracter tehnologic și de amănunt.

Ing. *P. Iordănescu*

Simpozion internațional la Varșovia

În perioada 7—12 decembrie 1967 a avut loc, la Varșovia, un simpozion internațional consacrat celei de-a 30-a aniversări a Asociației tehnice a turnătorilor polonezi, organizat de asociația amintită, de Organizația centrală tehnică și de Agenția poloneză de propagandă tehnică.

La simpozion au participat specialiști din R.S.C.S., R.D.G., R. P. Ungară, R.F.S. Iugoslavia, Italia, R.P. Bulgaria și R. S. România, printre care mai mulți redactori ai revistelor de specialitate.

Au fost prezentate comunicări referitoare la rolul și activitatea Asociației tehnice a turnătorilor și Organizației centrale tehnice și comunicări referitoare la dezvoltarea industriei de piese turnate din Polonia.

În 1966 producția de piese turnate din aliaje feroase și neferoase a fost de 1,5 mil. t. La aliajele feroase fonta reprezintă 81,8%, oțelul, 15,5% și fonta maleabilă, 2,7%. În Polonia sînt circa 500 de turnătorii, grupate în 19 centrale, însă 99% din producția totală este dată de 11 centrale.

Asociația tehnică a turnătorilor polonezi (STOP) a luat ființă în anul 1937, la inițiativa cunoscuților profesori de turnătorie I. Buzek și K. Gierdziejewski. La început ea a avut 180 membri, iar în 1966, 3818. Membrii Asociației sînt împărțiți în 23 de sectoare.

În cadrul Asociației activează 11 secții (Emailare, Materiale de formare și auxiliare, Oțel, Fontă cu grafit nodular, Aliaje neferoase, Modelărie etc.). În afară de aceasta, munca se desfășoară în comisii și comitete pe probleme concrete.

Asociația editează revista „Przeglad Odlewnictwa" (Revistă de turnătorie). Revista Przeglad Odlewnictwa a început să apară din anul 1937, deci o dată cu înființarea Asociației de turnătorie. În prezent ea este tipărită în 2 150 de exemplare.

Asociația turnătorilor polonezi încă de la înființare este afiliată la Comitetul internațional al asociațiilor tehnice de turnătorie, organizînd în anii 1938 și 1965 la Varșovia cel de-al XIV-lea și al XXXII-lea Congres internațional de turnătorie.

După simpozion au fost organizate vizite la următoarele uzine și institute: Prozamet — Bepes (Varșovia). Fabrica de armături (Kielce), Fabrica de armături (Cracovia), Institutul de turnătorie (Cracovia), Centrozap (Katovice) și Catedra de turnătorie de la Institutul politehnic din Silezia (Gliwice).

Institutul „Prozamet — Bepes" (centrala în Varșovia și filiala în Cracovia) este principalul institut de proiectare al uzinelor metalurgice. Două din cele cinci sectoare se ocupă cu proiectarea turnătoriilor și a utilajelor de turnătorie. Pe baza proiectelor elaborate de acest institut au fost construite în Polonia o serie de turnătorii moderne ca, de exemplu, „Pomet", din Poznan, pentru piese grele; „Fakora", din Lodz, pentru recipiente și radiatoare precum și în străinătate (Austria, Egipt, Cuba, Iugoslavia, Cehoslovacia, India și U.R.S.S.).

Centrozap-ul reprezintă principala instituție de stat care exportă documentație, proiecte de execuție, utilaje și mașini de turnătorie. Pînă în prezent R. P. Polonă a construit singură sau în cooperare circa 70 de turnătorii. Printre mașinile și utilajele exportate se pot cita: cubilouri răcite cu apă și cu aer cald, cuptoare cu atmosferă controlată pentru recoacerea fontei maleabile, automate pentru executarea formelor de radiatoare, tipuri diferite de amestecătoare, mașini de împușcat, precum și produse ca cilindri de laminor și lingotiere.

Institutul de turnătorie din Cracovia, înființat în anul 1946, este în prezent unul din cele mai mari institute de cercetare, în acest domeniu, din Europa. El cuprinde trei sectoare:

— Sectorul tehnologic, cu secțiile: Tehnologia materialelor de formare; Topire; Mecanizare și automatizare și Metale neferoase;

— Sectorul de materiale metalice, cu secțiile: Fontă, Oțel, Fizica metalelor, Chimia metalelor, Construcția pieselor;

— Sectorul secretarului științific cu biroul de normalizare, Secția economică, Secția de informare, Secția de relații cu străinătatea, Biroul de coordonare a cercetărilor de invenții, de editare etc.

Activitatea institutului este axată, în special, pe elaborarea de tehnologii și produse noi, precum și pe îmbunătățirea proceselor existente. De menționat că institutul a elaborat, în perioada 1951 — 1967, circa 32 de patente aplicate în practică.

În institut lucrează peste 500 de persoane, dintre care circa 100 de ingineri și cercetători.

Laboratoarele sînt bogat dotate cu aparate și mașini moderne, printre care se semnalează microscopul electronic și aparatele pentru determinarea gazelor din metale și aliaje.

Institutul tipărește o revistă, care apare de patru ori pe an, un buletin bilunar, un buletin documentar bilunar și un buletin de informare expresă, lunar.

Fabrica de armături din Cracovia produce piese pentru robinete, armături pentru uz casnic (cca. 60% din producție) și piese din aliaje neferoase pentru industria electrotehnică, utilaje miniere, aparate optice etc. (cca. 40% din producție). Capacitatea turnătoriei este de circa 9 500 t/an piese bune.

Tehnologiile de turnare folosite sînt următoarele: turnarea în forme metalice, turnarea sub presiune, turnarea de precizie în forme cu miezuri obținute în cutii calde și turnarea în forme temporare. Mașinile de turnare sub presiune sînt cu cameră rece, verticală și orizontală, de tip „Palak" și „Triulzi".

Elaborarea aliajelor se face în cuptoare cu inducție de joasă frecvență, cuptoare electrice cu rezistență și cuptoare cu creuzet încălzite cu gaz.

Uzina posedă ateliere moderne de prelucrare mecanică a pieselor, de șlefuire, galvanizare, montaj și asamblare. Aproximativ un sfert din producția uzinei merge la export în peste 26 țări (mai ales din Asia și Africa). Există o preocupare continuă de a folosi aliaje noi, cu proprietăți superioare.

Uzina posedă o școală de trei ani de de zi și serală, pentru pregătirea muncitorilor calificați. Circa 12% din numărul de lucrători sînt ingineri și tehnicieni.

Catedra de turnătorie a Institutului politehnic din Silezia (Gliwice) este condusă de prof. dr. ing. Sakwa W. În prezent la această catedră lucrează nouă doctori ingineri (profesori, conferențiari și șefi de lucrări), patru magistri ingineri (asistenți) și nouă laboranți.

La turnătoria catedrei lucrează un magistru inginer, 15 lucrători administrativi și patru muncitori.

Catedra cuprinde următoarele laboratoare: analize chimice, tratamente termice, rezistența materialelor, metalurgie fizică, mașini și utilaje de turnătorie, încercări mecanice, încercarea nisipurilor și a amestecurilor de formare, tehnologia de executare a modelelor și a formelor. Catedra mai cuprinde: atelier pentru elaborarea aliajelor neferoase, atelier pentru elaborarea aliajelor feroase, atelier de modelărie, atelier de curățare, atelier pentru reparații mecanice și electrice, precum și diferite clădiri anexe (magazii, garaj, stație de compresoare și transformatoare etc.).

Suprafața totală a încăperilor (fără magazii deschise) este de 2 400 m², iar suprafața ocupată de catedră, de 11 500 m².

Laboratoarele şi atelierele sînt dotate cu numeroase aparate, utilaje şi materiale didactice de mare valoare ca, de exemplu: aparate termogravimetrice pentru studiul proceselor de oxidare, spectrografe, derivatograf, microscoape metalografice noi, maşini pentru determinarea uzurii, microsondă electronică, defectoscop, cuptoare de inducţie cu trei creuzete, cubilou, cuptor electric cu arc etc.

La catedră se desfăşoară o susţinută muncă de cercetare mai ales în domeniul elaborării şi turnării fontelor cu proprietăţi speciale (uzură, coroziune etc.).

Există o foarte strînsă colaborare între colectivul catedrei şi cele mai mari turnătorii din ţară, pentru care sînt rezolvate cele mai diferite probleme. La catedră se acordă o deosebită atenţie problemei formării şi specializării cadrelor tinere. Catedra de turnătorie de la Gliwice poate fi considerată ca una din cele mai puternice din Europa.

Simpozionul a fost foarte bine organizat şi a contribuit la cunoaşterea mai aprofundată a realizărilor importante obţinute de R. P. Polonă în domeniul producţiei de piese turnate.

Dr. ing. *L. Sofroni*

Simpozionul cu tema „Aplicarea rezultatelor cercetărilor tehnico-ştiinţifice în procesul de producţie". Leipzig, 20—21 III 1968.

În zilele de 20 şi 21 martie a. c. Institutul central pentru tehnica turnătoriei (Z. I. G.) din Leipzig (R. D. G.) a organizat, cu ocazia celei de-a 15-a aniversări a existenţei institutului, un simpozion, avînd ca temă aplicarea rezultatelor cercetărilor ştiinţifice în procesul de producţie. Bucurîndu-se de participarea unor cunoscuţi specialişti atît din R.D.G. cît şi din U.R.S.S., R. S. Cehoslovacă, R. P. Polonă şi R. S. România, acest simpozion a oglindit preocupările şi unele din rezultatele frumoase obţinute pe linia introducerii cuceririlor ştiinţei în domeniul turnătoriei.

În cadrul simpozionului au fost prezentate următoarele referate:

— „Rolul tehnologiei la realizarea revoluţiei tehnico-ştiinţifice în industria turnătoriei" (G. Gertz). În lucrare se studiază legăturile strînse care există între elaborarea produsului final la consumator, tehnologia prelucrării şi tehnologia turnării. Sînt analizate, de asemenea, probleme privind scăderea consumului de materiale şi creşterea gradului de mecanizare pe baza unor cercetări speciale, precum şi aspecte ale pregătirii procesului de fabricaţie cu ajutorul prelucrării electronice a datelor şi dezvoltarea corespunzătoare a cadrelor.

— „Probleme tehnice şi economice la determinarea parametrilor optimi de producţie" (V. Hofmann şi H. Voigt). Autorii pleacă de la premisa că o turnătorie poate fi organizată optim numai cînd fiecare secţie în parte este proiectată după criteriul optimizării. Se precizează astfel că cea mai importantă secţie a turnătoriei este cea de formare. Cu ajutorul unor modele matematice speciale se deduc caracteristicile fiecărei variante, determinîndu-se variantele optime.

— „Căile spre raţionalizare socialistă complexă în turnătorii" (H. Miketta). În acest referat autorul analizează o serie de metode noi în tehnologia de turnare, apărute în ultimii ani, care au dus la creşterea productivităţii muncii şi la scăderea preţului de cost. Autorul se referă, în special, la metodele de formare cu amestecuri fluide. Se arată, de asemenea, căile pentru o producţie mai raţională de piese turnate, avînd în vedere progresul tehnico-ştiinţific, calificarea muncitorilor, organizarea producţiei etc.

— „Optimizarea materialelor pentru cubilouri" (F. Kortge). Cu ajutorul optimizării liniare se arată cum se poate obţine o compoziţie chimică precisă a diverselor mărci de fontă cu un consum minim de materiale. Pe baza unor exemple practice se demonstrează avantajele care rezultă pentru economie în urma aplicării acestei optimizări.

— „Sistem de optimizare a proceselor tehnologice din turnătorii" (D. Wittekopf). Optimizarea proceselor tehnologice din turnătorii presupune o reprezentare numerică a caracteristicilor proceselor parţiale. Ca punct de plecare, în întocmirea unui asemenea calcul, se ia piesa turnată care urmează a fi fabricată, iar preţul de cost constituie criteriul tehnologiei optime. Caracteristicile de clasificare ale produselor turnate reprezintă datele primare, ele trebuind să permită descrierea tuturor proprietăţilor cerute.

— „Linie de lucru continuă şi mecanizată, folosită pentru fabricarea de miezuri pentru piese turnate mijlocii şi mari" (O. Gerstmann). Acest referat — care a fost însoţit de un film interesant — prezintă un istoric al obţinerii amestecurilor de formare fluide cu autoîntărire în R.D.G. Datele prezentate se referă mai ales la turnătoriile care produc piese pentru maşini-unelte.

În comparaţie cu alte metode este dovedită eficienţa economică rezultată în cazul aplicării amestecurilor de formare fluide cu autoîntărire. În continuare sînt comunicate rezultatele celor mai recente cercetări în domeniul amestecurilor de formare cu întărire rapidă pe bază de silicat bicalcic, indicîndu-se domeniul de utilizare a acestora.

De menţionat că cercetările privind prepararea şi folosirea amestecurilor de formare fluide cu autoîntărire au început în R. D. G. în anul 1966 şi că în prezent rezultatele sînt aplicate în mai multe turnătorii. Cercetările de laborator au precizat influenţa modulului sticlei solubile asupra duratei de întărire, a cantităţii de zgură şi a granulaţiei nisipului asupra rezistenţei la compresiune, precum şi a umidităţii În prezent se fabrică amestecătoare continue pentru prepararea acestor amestecuri, de diferite capacităţi.

Referatul lui O. Gerstmann a fost completat cu unele date privind aplicarea acestei tehnologii noi de formare în U. R. S. S. prezentate de prof. E. Unksov (TNIITMAS — Moscova).

S-a arătat că în 1967 circa 800 000 t de piese au fost obţinute, în U. R. S. S., cu ajutorul acestui procedeu, realizîndu-se o economie de 4—5 ruble pe tona de piese turnate. Se prevede că în 1970, producţia de piese turnate în forme din amestecuri fluide cu autoîntărire va atinge 2 mil. t, adică 10—15% din producţia totală de piese turnate.

Circa 20% din miezurile destinate turnării pieselor din oţel şi circa 80% pentru cele din fontă se confecţionează din aceste amestecuri.

Referatul prof. Unksov a fost însoţit de un film foarte bine realizat de studiourile din Kiev privind aplicarea amestecurilor fluide cu autoîntărire în cele mai mari turnătorii din U. R. S. S.

— „Sistem unitar de clasificare în industria turnătoriei, ca premisă pentru introducerea prelucrării datelor" (P. Mattner).

Autorul demonstrează un sistem unitar de clasificare pentru obiecte şi mijloace de producţie în industria turnătoriei ca mijloc de ordonare pentru planificarea şi conducerea procesului de reproducţie în turnătorii. Pe baza prelucrării datelor este determinat profilul de producţie al turnătoriilor, precum şi grupele de produse. Este prezentată corelaţia dintre obiectele şi mijloacele de producţie, dîndu-se indicaţii privind aplicarea sistemului pentru reproducţia simplă şi lărgită în turnătorii.

— „Raţionalizarea socialistă complexă privită din punct de vedere al îmbunătăţirii condiţiilor de lucru. Lupta contra prafului şi a zgomotului" (K. Silex). Lucrarea prezintă stadiul luptei împotriva prafului şi a zgomotului în turnătoriile din R. D. G. şi necesitatea şi căile pentru îmbunătăţirea situaţiei existente. Se studiază influenţa tehnologiilor noi asupra modificării condiţiilor în această privinţă şi se fac unele consideraţii economice şi aprecieri de perspectivă.

— „Studiul mecanizării turnătoriilor pe baza fluxului de căldură şi de materiale" (K. Stölzel). Producţia de piese turnate se bazează pe transferul de materiale şi de căldură sub acţiunea unor anumite forţe cu viteze şi direcţii diferite. Turnătoria mecanizată este considerată ca o maşină complexă care se compune din agregate parţiale de topire, turnare, formare şi prepararea amestecului de formare, legate logic între ele.

Cu ocazia aniversării a 15 ani de existenţă a Institutului central pentru tehnica turnătoriei a fost organizată o şedinţă festivă, la care s-au scos în evidenţă rezultatele obţinute în această perioadă şi s-au acordat distincţii lucrătorilor fruntaşi.

Tematica simpozionului a fost interesantă prin faptul că a analizat factorii de calitate ai principalelor procese din turnătorii, ţinîndu-se seama de rentabilitatea acestora, precum şi modul de aplicare a rezultatelor cercetărilor

în producție. Prin nivelul ridicat al lucrărilor prezentate și al discuțiilor dintre specialiști pe marginea lucrărilor, simpozionul de la Leipzig a constituit o manifestare reușită și a contribuit la o mai bună cunoaștere a preocupărilor actuale și de viitor ale cercetătorilor din domeniul turnătoriei din R.D.G.

Dr. ing. *L. Sofroni*

Expoziția fabricii F. Horn (R. F. a Germaniei)

Un nou tip de presă mecano-hidraulică pentru industria de materiale ceramice și alte industrii a format obiectul expoziției organizate la București în intervalul 28.XI — 10.XII. 1967 de către fabrica F. Horn, Worms am Rhein, Republica Federală a Germaniei, reprezentată în România prin firma K. Schnick.

Seria de prese construite de către acest producător cuprinde unități de respectiv 300, 600, 1 200 și 1 600 tf de presare, unitățile de 600 și 1 600 putînd fi prevăzute și cu îndesare suplimentară a produsului prin presare de jos în sus. Cursa maximă a acestor prese variază între 470 și 500 mm, dimensiunile mesei de lucru, între 900 × × 760 și 1 300 × 1 000 mm, înălțimea maximă a matrițelor este cuprinsă între 450 și 500 mm, iar puterea instalată, între 35 și 80 kW. Productivitatea variază între 3 și 5 obiecte sau grupe de obiecte presate simultan, pe minut, în funcție de complexitatea și mărimea obiectelor.

Construcția acestor prese se caracterizează printr-un sistem de pîrghii în genunche, acționate oleo-hidraulic. Prin combinarea judicioasă a acestor două elemente se însumează avantajele acționării hidraulice cu avantajele acționării mecanice, eliminîndu-se defectele ambelor. Prin aceasta este posibil să se realizeze o alură deosebit de interesantă a diagramei de variație a presiunii exercitate de berbecul presei, în funcție de spațiul parcurs de berbec, în sensul că viteza de îndesare, inițial mare, scade pe măsură ce cursa se apropie de sfîrșit, ceea ce este foarte favorabil atît pentru curgerea plastică a materialului și umplerea perfectă a matrițelor, cît și pentru evacuarea aerului cuprins în materialul supus îndesării, ceea ce permite în multe cazuri suprimarea curselor speciale suplimentare de dezaerare. Sistemul de comandă hidraulic permite în plus micșorarea vitezei de deplasare a pistonului hidraulic către finele cursei, a cărei mărime poate fi limitată foarte strict la valoarea dorită. Rama pentru fixarea matrițelor este prevăzută cu un sistem de arcuire mecanică sau, în cazul comenzilor speciale, hidraulică, în vederea realizării unei contrapresiuni eficace astfel încît zona neutră să fie amplasată în mod sigur în centrul obiectului presat. În cazul obiectelor mici se pot fixa mai multe matrițe pentru executarea simultană a mai multor obiecte.

Se obțin astfel produse de mare precizie și cu un grad de îndesare foarte ridicat, puterea necesară fiind sensibil mai mică decît în cazul utilizării preselor pur mecanice sau pur hidraulice, ceea ce are efecte avantajoase și asupra mărimii investițiilor necesare.

Cu ajutorul acestor prese se pot produce cărămizi refractare de orice format sau dimensiuni, din șamotă, silica, magnezită, carbură de siliciu, dolomită etc. atît prin procedeul umed, cît mai ales prin procedeul semiuscat sau uscat, care este cel mai indicat pentru a obține produse de înaltă calitate și suficient de dense, capabile să reziste în bune condiții la solicitările de exploatare importante care apar în modernele agregate de elaborare ca, de pildă, în convertizoarele L.D.

După părerea noastră, constructorul ar trebui să aibă în vedere și posibilitatea extinderii utilizării acestui tip de presă în producția de obiecte sinterizate și pentru deformarea plastică, prin forjare, presare, ambutisare etc. la cald sau la rece a metalelor și aliajelor, întrucît modul de funcționare și desfășurare a procesului tehnologic de deformare realizat în această instalație pare deosebit de indicat pentru efectuarea oricăror procese de deformare plastică.

Comanda mașinii se poate face fie manual, fie după un ciclu automat, cu program. Alimentarea mașinii se face, în acest caz, cu ajutorul unui dozator automat, după cum și produsul gata presat este evacuat din circuitul mașinii tot în mod automat. În caz de nevoie se pot include în program una pînă la trei curse de dezaerare, după cum și cursa, respectiv forța de presare, se poate regla precis la nivelul dorit. Mașina permite utilizarea și a matrițelor vechi preexistente, fără nici un fel de operații de adaptare premergătoare; schimbarea matrițelor se poate efectua în cîteva minute.

Prof. ing. *C. Wanyorek*

V/O „Maşinoexport"

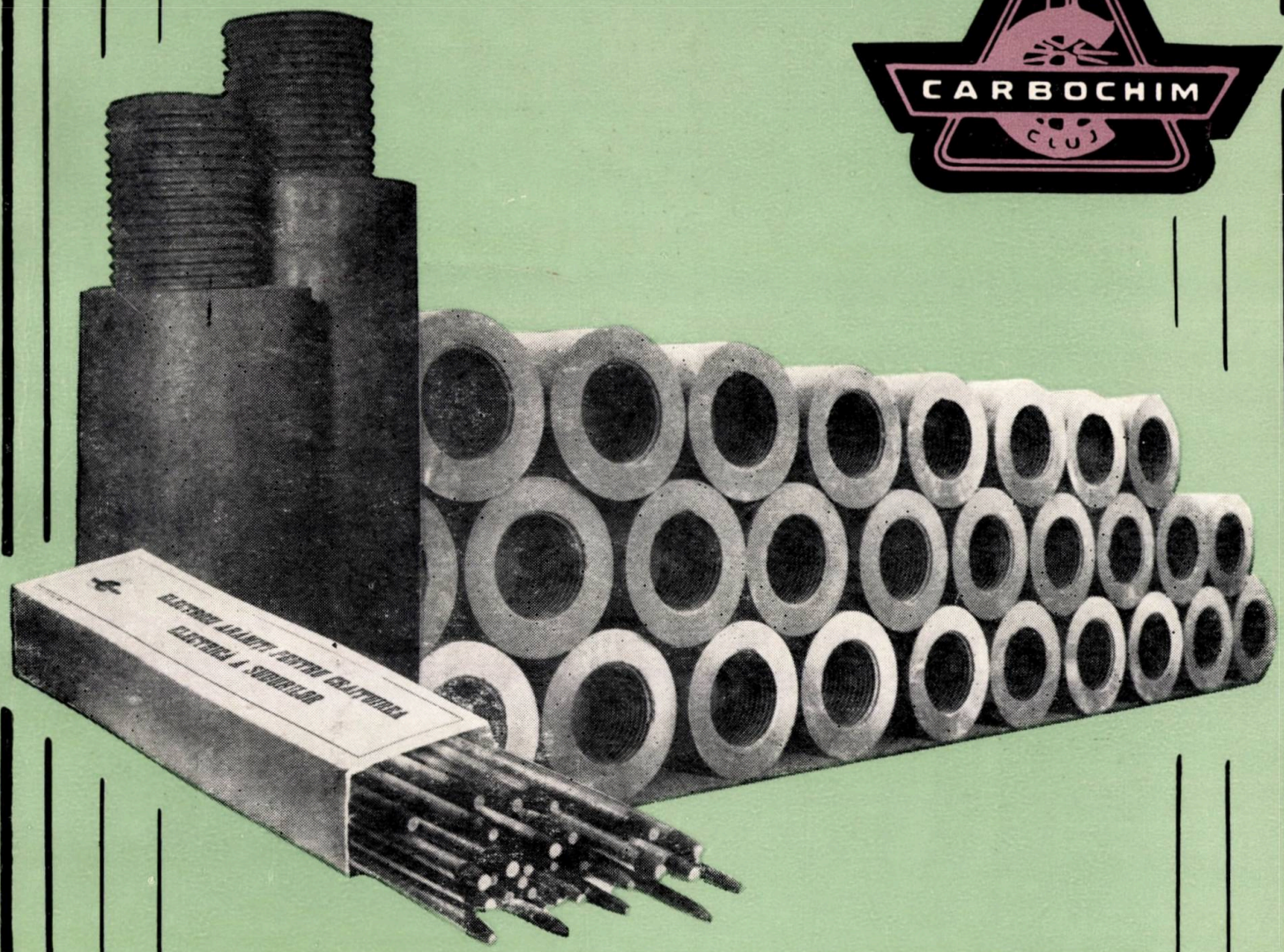
- **Vă propune spre livrare pentru anii 1968-1970 lingotiere pentru turnarea lingourilor din oţel calmat şi necalmat de orice greutate (0,5 — 25 t)**
- **Lingotierele pot fi produse atît pe baza proiectelor beneficiarului, cît şi pe baza proiectelor executantului**

Vă rugăm să adresaţi comenzile dvs. pe adresa:

МАШИНОЭКСПОРТ

V/O Maşinoexport
U.R.S.S., Moscova, V-330
Mosfilmovskaia 35
Telex: 170

PUBLICOM



- Electrozi siderurgici grafitaţi
- Pastă pentru electrozi continui (Söderberg)
- Electrozi arămiţi pentru crăiţuirea sudurilor

Execută:

CARBOCHIM

Piaţa 1 Mai nr. 3; Telefon: 1-22-06; Telex: 031 233

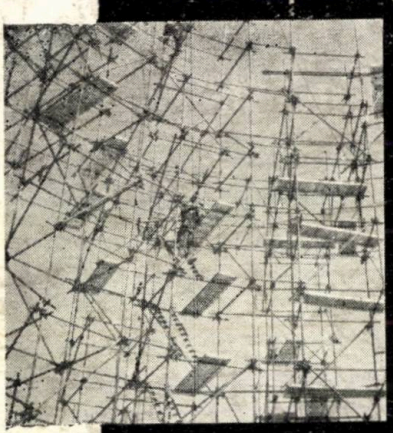
UZINA METALURGICĂ IAȘI

1968 SEP 21

Un sortiment bogat de țevi sudate longitudinal, cu diametrele cuprinse între 5 și 114,5 mm, cu caracteristici mecanice, chimice și de probă hidraulică la cerere:

- țevi din oțel, sudate longitudinal, pentru instalații de uz general, pentru transportul apei, al aburului, al gazului metan.
- țevi din oțel, sudate longitudinal, pentru construcții metalice, construcții de aparate sub presiune, utilaje, conducte și cazane cu abur etc.
- tuburi pentru protecție electrică, etanșe și lăcuite, tip PEL.

ode



Soseaua Țuțora nr. 132, Telefon 2620

E3280

METALURGIA

8

METALURGIA ● BUCUREȘTI ● ANUL XX ● NR. 8 ● AUGUST 1968

COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA

Profile laminate din oţeluri carbon calmate, semicalmate şi necalmate, din oţeluri carbon de calitate, aliate şi slab aliate:

- rotunde, cu diametrul de 10 — 180 mm
- cornieră de 20 × 20 — 150 × × 150 mm
- I şi U normale:
  I 18 — I 24
  U 6,5 — U 24
- I şi U economice
  I 18 E — I 24 E
  U 18 E — U 24 E
- late de 20 × 5 — 200 × 20 mm
- benzi laminate la cald de 200 × 2 — 500 × 5 mm
- tagle, brame pentru forje, de 70 × 70 — 400 × 400 mm
- profile speciale pentru armături de mină, pentru talpa şenilei de tractor etc.

OSZTÁLYMŰSZAKI KÖNYVTÁR

METALURGIA

Anul 20 nr. 8 august 1968

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Barbu I. şi *Enescu Ileana*: **Încercări privind determinarea abrazivităţii cocsurilor** 451

Hălărăscu O. şi *Atanasiu Gh.*: **Cercetări privind obţinerea peletelor prereduse** 454

Dumitrescu Th., Dumitrescu R., Păsărică Victoria, Popescu Viorica şi *Bîrhală A.*: **Studiul radiometric al impurificării oţelului cu incluziuni nemetalice exogene** 458

Drăgan I.: **Unele aspecte ale ruperii epruvetelor deformate la cald prin torsiune** 462

Hajdu I., Cornut Al. şi *Nicola P.*: **Studiul comportării la întindere a oţelului Cr-Ni-Mo la temperaturile 350, 400 şi 450 °C.** 467

Ciucă C., Andronic C. şi *Ivaşcu I.*: **Tratamentul termomecanic al oţelului 09 G 2** 473

REALIZĂRI TEHNICE

Negruş O.: **Experimentarea aparatului „Henricot-Annalys" — Belgia pentru determinarea hidrogenului din oţeluri carbon şi slab aliate.** 479

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Ţecu T.: **Scopul cercetării operaţionale în întreprinderi.** 481

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Sofroni L.: **Extrase din lucrările celui de-al 34-lea Congres internaţional de turnătorie. Paris, oct. 1967.** 483

Rotenstein B.: **Posibilităţi de îmbunătăţire a oţelului ferito-bainitic pentru temperaturi de 500—600°C.** 487

Schieber F.: **Spectrometria prin fluorescenţa razelor X, o metodă modernă de analiză a materialelor din încărcătura furnalului.** 491

INFORMĂRI DIN ÎNTREPRINDERI

Dumitru A. şi *Bărbulescu N.*: **Organizarea ştiinţifică a producţiei şi a muncii în uzina „Laminorul" — Brăila** 493

Ciupală Maria: **Sistemul informaţional la Fabrica de produse refractare „9 Mai" — Turda.** 495

Rădvan Şt.: **Activitatea şi asigurarea materială a cabinetului model de protecţia muncii, centru metodologic de propagandă** 496

RECENZII 497

CRONICĂ 500

COMITETUL DE REDACȚIE

M. ALEXANDRU, C. DRAGOMIR, T. DUMITRESCU, C. HERTL, GH. ILIN, N. MURGULEȚ, I. NIȚĂ, P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, MARIA ROȘIANU, D. STĂNESCU, N. SÎRBU, L. SOFRONI, A. ȘERBAN, CL. ȘTEFĂNESCU, I. TRIPȘA, T. ȚECU, P. WECHSLER

Redactor responsabil: L. SOFRONI
Redactor: MARIA SAVU

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, Str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon: 15.81.50 Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la Administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament: 022001 B.N. a Republicii Socialiste România — Sectorul 1. M.I.M. — Oficiul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc. c. 5553

„Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.P. nr. 560/426/966".

42 406

SOMMAIRE

CD 669. 162. 16 : 621.921

Barbu I. et *Enescu Ileana* : **Essais sur la détermination de l'action abrasive des cokes.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 451–453

CD 669. 162. 12

Hălărăscu O. et *Atanasiu Gh.* : **Recherches sur l'obtention des boulettes préréduites.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 454–457

CD 669 14 :621.746.75 .6

Dumitrescu Th., Dumitrescu R., Păsărică Victoria, Popescu Viorica et *Bîrhală A.* : **L'étude radiométrique de la contamination de l'acier par les inclusions non métalliques exogènes.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 458–461

CD 620. 172.225.24

Drăgan I. : **Quelques aspects de la rupture des éprouvettes déformées par la torsion à chaud.**

Metalurgia 20, (1968), nr. 8, p. 462–466

CD 620. 172 : 669. 15' 26' 24' 28 – 194

Hajdu I., Cornut Al. et *Nicola P.* : **Étude sur le comportement à traction de l'acier Cr-Ni-Mo aux températures de 350, 400 et 450 °C.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 467–472

CD 669.14 : 621.787

Ciucă C., Andronic C. et *Ivaşcu I.* : **Le traitement thermomécanique de l'acier O9G2.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8. p. 473–478

CD 669.15 – 194.2 :669.788 :543.061

Negruş O. : **L'expérimentation de l'appareil „Henricot-Annalys" — Belgique pour la détermination de l'hydrogène contenu dans les aciers au carbon et les aciers alliés à faible teneur.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 479 – 480

CD 338.06.001.89

Ţecu T. : **Le but de la recherche portant sur l'efficacité dans les entreprises.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 481–482

CD 621.74.061.3 (44)

Sofroni L. : **Extraits des travaux du 34-ème Congrès international de fonderie. Paris, oct. 1967.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 483–486

CD 669.15–194.57 : 669. 15 – 194.591

Rolenstein B. : **Possibilités d'amélioration de l'acier ferrito-bainitique pour les températures de 500 — 600 °C.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 487–490

CD 543.422 : 537.531 : 669.162.1 : 669. 162.24

Schieber F. : **La spectrométrie par la fluorescence des rayons X, une méthode moderne d'analyse des matériaux contenus dans la charge du haut fourneau.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 491–492

CD 338.06 : 669.102 (R 007.5)

Dumitru A. et *Bărbulescu N.* : **L'organisation scientifique de la production et du travail à l'usine „Laminorul" de Brăila.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 493–494

CD 338.07 (R 015.5)

Ciupală Maria: **Le système d'information à la Fabrique de produits réfractaires „9 Mai" de Turda.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 495

CD 338.061.1 : 333.82.002.6

Rădvan Şt.: **L'activité et la dotation du cabinet modèle de la sécurité du travail, centre méthodologique de propagande.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 496

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 669.162.16 : 621.921

Барбу И. и *Енеску Илиа:* **Испытания для определения абразивности кокса.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 451–453

ДК 669.162.12

Хэтэрэску О. и *Атанасиу Г.:* **Исследования по получению предварительно восстановленных окатышей.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 454–457

ДК 669.14 : 621.746.755.6

Думитреску Т., Думитреску Р., Пэсэрикэ Виорика и *Бырхалэ А.:* **Радиометрическое исследование загрязнения стали экзогенными неметаллическими включениями**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 458–461

ДК 620.172.225.24

Дрэган И.: **Некоторые аспекты, касающиеся разрыва образцов, деформированных путем скручивания в горячем состоянии.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 462–466

ДК 620.172 : 669.15'26'24'28–194

Хаждэ И., Корнут А. и *Никола П.:* **Исследование поведения при растяжении хромоникелевомолибденовой стали при температурах 350, 400 у 450.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 467–472

ДК 669.14 : 621.787

Чукэ К., Андроник К. и Ивашку И.: **Термомеханическая обработка стали 09Г2.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 473–478

ДК 669.15–194.2 : 669.788 :543.061

Негруш О.: **Испытание аппарата „Henricot-Annalys" — Бельгия — для определения водорода в углеродистых и низколегированных сталях.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 479–480

ДК 338.06.001.89

Теку Т.: **Цель операционных исследований на предприятиях.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 481–482

ДК 621.74.061.3 (44)

Софрони Л.: **Выдержки из работ 34-го международного конгресса литейщиков в Париже, октябрь 1967 г.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 483–486

ДК 669.15–194.57 : 669.15–194.591

Ротенштейн Б.: **Возможности улучшения феррито-байнитной стали для температур в пределах 500—600°С.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 487–490

ДК 543.422 : 537.531 : 669.162.24

Шибер Ф.: **Рентгенофлюресцентная спектрометрия — современный метод анализа материалов доменной шихты.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 491–492

ДК 338.06 : 669.102 (R 007.5)

Думитру А. и *Бэрбулеску Н.:* **Научная организация производства и труда на заводе „Ламинорул" — Брэила.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 493–494

ДК 338.07 (R015.5)

Чупалэ Мария: **Информационная система на заводе огнеупорных материалов „9 Май" — Турда.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 495

ДК 338.061.1 : 331.82.002.6

Рэдван Ш.: **Деятельность и материальное обеспечение образцовогобюро защиты труда — методологического центра пропаганды.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 496

INHALTSVERZEICHNIS

DK 669.162.16 : 621.921

Barbu I. und *Enescu Ileana:* **Untersuchungen über die Bestimmung der Abschleifeigenschaften des Kokses.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 451–453

DK 669.162.12

Hătărăscu O. und *Atanasiu Gh.:* **Erforschungen über die Erzeugung von vorreduzierten Pelleten.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 454–457

DK 669.14 : 621.746.755.6

Dumitrescu Th., Dumitrescu R., Păsărică Victoria, Popescu Viorica und *Bîrhală A.:* **Radiometrische Untersuchung über die Unreinigung des Stahles durch unmetallische Fremdeinschlüsse.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 458–461

DK 620.172.225.24

Drăgan I.: **Einige Einzelheiten des Bruches von warmdeformierten Torsionsprüfstücken.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 462–466

DK 620.172 : 669.15'26'24'28–194

Hajdu I., Cornut Al. und *Nicola P.:* **Erforschungen über Dehnungsverhalten von Cr-Ni-Mo — Stahl im 350, 400 und 450° C Temperaturgebiet.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 467–472

DK 669.14 : 621.787

Ciucă C., Andronic C. and *Ivaşcu I.:* **Thermomechanische Behandlung des O9G2-Stahles.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 473–478

DK 669.15–194.2 : 669.788 : 543.061

Negruş O.: **Prüfung eines „Henricot-Annalys" — Gerätes (Belgien) für Wasserstoffbestimmung in niedriglegierten und Kohlenstoffstählen.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 479–480

DK 338.06.001.89

Ţecu T.: **Operationsuntersuchung in Industriewerken.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 481–482

DK 621.74.061.3 (44)

Sofroni L. : **Mitteilungen der 34-ten Giessereitagung. Auszüge (Paris, Oktober 1968).**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 483–486

DK 669.15–194.57 : 669.15–194.591

Rotenstein B. : **Vergütungsmöglichkeiten des ferrit-bainitischen. Stahles für Temperaturen im 500 — 600° C Gebiet.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 487–490

DK 543.422 : 537.531 : 669.162.1 :669.162.24

Schieber F. : **Spektrometrie durch Röntgenstrahlfluoreszierung-eine moderne analytische Methode für Hochofenbeschickungsstoffe.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 491–492

DK 338.06 : 669.102 (R007.5)

Dumitru A. und *Bărbulescu N.* : **Wissenschaftliche Produktions — und Arbeitsorganisierung im Werk „Laminorul" — Brăila.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 493–494

DK 338.07 (R 015.5)

Ciupală Maria : **Informationstheorie im Werk für feuerfeste Erzeugnisse „9 Mai" — Turda.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 495

DK 338.061.1 :331.82.002.6

Rădvan Șt. : **Wirkungsbereich und Ausrüsrtung eines Vorbild-Kabinettes für Arbeitschutz, methodologischer Ausgangspunkt für Propaganda.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 496

CONTENTS

DC 669.162.16 : 621.921

Barbu I. and *Enescu Ileana* : **Tests regarding coke abrasivity estimation.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 451–453

DC 669.162.12

Hătărăscu O. and *Atanasiu Gh.* : **Researches regarding prereduced pellet obtention.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 454–457

DC 669.14 : 621.746.755.6

Dumitrescu Th., Dumitrescu R., Păsărică Victoria, Popescu Viorica and *Bîrhală A.* : **Radiometric research on steel impurification by exogenous nonmetallic inclusions.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 458–461

DC 620.172.225.24

Drăgan I. : **Some aspects of torsion hot deformed test bar breaking.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 462–466

DC 620.172 :669.15'26'24'28–194

Hajdu I., Cornut Al. and *Nicola P.* : **Study of tensile behaviour of Cr-Ni-Mo steel at temperatures of 350, 400 and 450° C.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 467–472

DC 669.14 :621.787

Ciucă C., Andronic C. and *Ivaşcu I.* : **Heat and mechanical treatment of 09G2 steel.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 473–478

DC 669.15–194.2 : 669.788 : 543.061

Negruş O. : **Testing of „Henricot-Annalys" — Belgium device for hydrogen estimation in carbon and low-alloy steel.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 479–480

DC 338.06.001.89

Ţecu T. : **Object of operational research in industrial units.**

Metalurgia 20(1968), nr. 8, p. 481–482

DC 621.74.061.3 (44)

Sofroni L. : **Proceding abstracts of the 34-th Foundry Congress Paris, October 1967.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 483–486

DC 669.15–194.57 : 669.15–194.591

Rotenstein B. : **Improving possibilities of ferrite-bainit steel at temperatures ranging between 500 and 600 °C.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 487–490

DC 543.422 : 537.531 : 669.162.1 : 669.162.24

Schieber F. : **Spectrometry by X-ray fluorescence, a modern analysis method for blast furnace charging materials.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 491–492

DC 338.06 : 669.102 (R 007.5)

Dumitru A. and *Bărbulescu N.* : **Scientifical organisation of production and labour in plant „Laminorul" — Brăila.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 493–494

DC 338.07 (R 015.5)

Ciupală Maria : **Informational system in refractory plant „9 Mai" — Turda.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 495

DC 338.061.1 : 331.82.002.6

Rădvan Şt. : **Activities and equipment of a standard labour protection office, methodological centre for propaganda.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 8, p. 496

METALURGIA

ANUL 20
Nr. 8
AUGUST
1968
BUCUREŞTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

MŰSZAKI KÖNYVTÁR

STUDII ŞI CERCETĂRI

Încercări privind determinarea abrazivităţii cocsurilor*

Ing. I. BARBU şi ing. ILEANA ENESCU
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 669.162.16:621.921

În industria cocsochimică, în industria produselor cărbunoase şi în alte ramuri în care se utilizează ca materie primă sau auxiliară cocsul, o problemă importantă este determinarea abrazivităţii, care are un rol deosebit în uzura utilajelor, condiţionînd, prin determinarea fondului de timp de funcţionare, productivitatea lor.

Problema uzurii se ridică în special la utilajele de pregătire a materialului — concasoare, mori, ciururi vibratoare — care au anumite părţi metalice şi a căror solicitare — uzura în timpul funcţionării cu cocs — este maximă.

Literatura sovietică prezintă diferite metode de determinare a proprietăţilor abrazive ale cărbunilor şi durabilitatea relativă a metalelor folosite pentru organele în mişcare ale morilor de cărbune [1]. (De fapt literatura prevede determinarea durabilităţii diferitelor metale în cazul măcinării cărbunilor.)

Ca indice al capacităţii abrazive a fost adoptată mărimea uzurii specifice K a rotorului unei mori de laborator standard în unitatea de timp, care se determină cu relaţia :

$$K = \frac{\Delta G}{\Delta A}, \text{ g/kWh},$$

în care : ΔG este cantitatea de cărbune ; ΔA — lucrul mecanic determinat cu relaţia : $\Delta A = (M - M_{gol})\tau$, kWh, în care : M este puterea consumată în timpul încercării unei anumite cantităţi de cărbune ; M_{gol} — puterea consumată la mers în gol.

Durabilitatea relativă a metalelor se determină după relaţia : $i = \frac{K^0}{K}$ în care : K_0 este un coeficient de abrazivitate determinat pe un material oarecare pentru un metal etalon ; K — coeficient de abrazivitate determinat cu acelaşi material pentru metalul de cercetat.

Această metodă permite alegerea materialelor mai adecvate pentru confecţionarea organelor în mişcare ale utilajelor folosite la măcinarea cărbunilor sau a altor materiale.

Admiţînd că uzura este proporţională cu lucrul mecanic consumat pentru măcinarea cărbunelui, se dă ecuaţia de determinare a uzurii barelor în cazul unei mori industriale rapide cu bare :

$$M_{măc} = C \frac{G \cdot Q(Z)}{K \cdot \tau}, \text{ kW},$$

în care :

M este puterea consumată la măcinare ; G — scăderea medie în greutate a unei bare pînă la înlocuirea setului de bare ; Z — numărul de bare ; τ — timpul ore de funcţionare a setului de bare ; K — indicele experimental de determinare a abrazivităţii ; C — coeficientul de proporţionalitate (pentru morile de cărbuni $C = 0{,}8$) ; $Q(Z)$ — influenţa numărului de bare asupra duratei lor de funcţionare.

Practica minieră a arătat că modificarea numărului de bare nu dă o variaţie proporţională a duratei de funcţionare.

Presupunînd că $Q = C\sqrt{Z}$ se poate scrie :

$$M_{măc} = C \frac{G\sqrt{Z}}{K\tau}$$

$$\tau = \frac{C\,G}{M_{măc} \cdot K} \sqrt{Z}$$

* La atacarea acestei probleme s-au primit consultaţii de la dr. ing. D. Pavelescu — Institutul de mecanică aplicată al Academiei R.S.R.

Tabela 1

Perioada experimentală	Tipul cocsului	Caracteristicile cocsurilor						Abrazivitatea	
		Umiditatea W, %	Cenuşă A, %	Volatile V, %	Densitate aparentă ρ_a, g/cm³	Densitate reală ρ_r, g/cm³	Porozitate P, %	Număr de ore de funcţionare	Valoarea abrazivităţii, %
1966	Cocs ICEM pentru produse cărbunoase	0,05—0,07	0,58—0,73	0,89	1,437—1,436	1,941—2,007	25,5—28,3	72 114	0,99 1,64
	Cocs petrol desgazat	0,08—0,10	0,56—0,57	0,91	1,268—1,284	1,957—1,981	35,8—34,7	72 114	0,55 0,82
	Cocs petrol S.U.A.	0,23	0,43	0,47	(—)	2,096	(—)	72 114	0,52 0,93
1967	Cocs ICEM pentru produse cărbunoase	0,07	0,35	0,83	1,313	2,04	57,5	72 114	0,33 0,58 0,59
	Cocs petrol desgazat	0,18	0,297	0,44	1,104	1,975	54	72 114	0,23 0,316 0,32
	Cocs ICEM special	0,08	0,598	0,47	1,914	2,038	53,5	72 114	0,06 0,25 0,26

În experimentările efectuate s-a încercat să se găsească o metodă mai simplă şi mai accesibilă pentru determinarea abrazivităţii diferitelor materiale faţă de acelaşi metal.

Asupra uzurii metalelor influenţează în mare măsură natura materialului abraziv şi proprietăţile lui fizice — duritate, plasticitate, granulaţie iniţială etc.

Metoda folosită a constat în determinarea pierderii de greutate a unei plăcuţe din oţel ARMCO de dimensiune şi greutate constantă, la rotirea într-o moară de porţelan cu o cantitate măsurată din materialul de cercetat.

S-au utilizat plăcuţe din oţel ARMCO de dimensiunea $5 \times 25 \times 100$ mm pentru a avea într-un timp mai scurt o pierdere de greutate sesizabilă.

Caracteristicile utilajului folosit: plăcuţe ARMCO de $5 \times 25 \times 100$ mm; greutate aproximativă — 100 g; dimensiunile morii — 275 mm lungime şi 235 mm diametru; turaţia motorului — 940 rot/min; timpul de experimentare — 72 h în etapa I şi 114 h total; cantitatea de material utilizat — 1,5 kg.

În încercările efectuate cu această metodă s-au folosit cocsuri utilizate la fabricarea anozilor.

Granulaţia probei cărbunoase s-a menţinut la:

Fracţiunea granulometrică, mm	5—15	1—5	0,2—1	—0,2
%	11	30	22	37

Rezultatele obţinute sînt prezentate în tabela 1, [2].

Verificarea concluziilor experimentale a fost făcută în 1966 prin măsurarea consumului unui dinte de la malaxorul de pastă pentru anozi, care a prezentat următoarele valori ale abrazivităţii: cocs ICEM pentru produse cărbunoase —1,36%; cocs petrol calcinat — 0,59%; cocs ICEM special „moale" — 0,33%.

Pe baza datelor obţinute, s-a trecut la fabricarea, prin procedeul ICEM, a unui cocs „moale" — special, cu abrazivitate redusă. Rezultatele sînt prezentate în tabela 2.

Tabela 2

Material Cocs ICEM pentru produse cărbunoase	Rezistenţă Micum, %		Abrazivitatea	
	+ 40 mm	— 10 mm	Număr de ore de experimentare	Valoarea abrazivităţii, %
Lot 1	50,4	20	72	0,06—0,07
			114	0,15—0,16
Lot 2	49,6	14,4	72	0,05—0,07
			114	0,17—0,18
Lot 3	56,4	8,0	72	0,10
			114	0,27
Lot 4	55,6	10,4	72	0,12—0,16
			114	0,32
Lot 5	58,0	8,8	72	0,13
			114	0,34

Diferitele loturi produse reprezintă grade diferite de pregătire a şarjei şi de modificare a procentului de liant, pentru a obţine cocsuri mai „moi".

În timpul unei vizite în U.R.S.S. s-a comunicat că o metodă asemănătoare a fost propusă de Ghinsburg pentru determinarea rezistenţei mecanice a cocsului — de fapt a rezistenţei structurale a acestuia, respectiv a abrazivităţii lui — metodă în care valoarea acesteia este apreciată prin pierderea de greutate a unor plăci de aluminiu supuse acţiunii cocsului mărunt sub 0,2 mm.

BIBLIOGRAFIE

[1] Osakin V.P. *Caracteristica uzurii metalului în morile rapide cu bare pentru cărbune* (traducere). Energomaşinostroenie, nr. 4, 1960, p. 23—26.

[2] Barbu I., Ştefănescu I., Goga Paula, Enescu Doina şi Reinhorn Gabriela. *Producerea materialelor cărbunoase folosind cocs ICEM.* Cercetări metalurgice, nr. 9, Bucureşti, 1967, p. 913—930.

ESSAIS SUR LA DÉTERMINATION DE L'ACTION ABRASIVE DES COKES

On propose une méthode pour déterminer l'action abrasive du coke en déterminant la perte de poids d'une petite plaque d'acier ARMCO à dimensions constantes, soumise à l'action des granules de coke de 0—15 mm.

Les résultats ont servi à létablissement de diverses recettes de coke mou.

TESTS REGARDING COKE ABRASIVITY ESTIMATION

The paper presents a method for coke abrasivity estimation by weight loss of an ARMCO-steel plate of constant size, undergoing abrasive action of 0—15 mm coke grains.

Resulting abrasivity value is utilized for establishing various soft coke reciepts.

Cercetări privind obținerea peletelor prereduse

Ing. O. HĂTĂRĂSCU și ing. GH. ATANASIU
Institutul de cercetări metalurgice

CZ. 669.162.12 : 622.788

Necesitatea de a mări conținutul de fier al încărcăturii furnalului, în vederea creșterii productivității și a scăderii consumului specific de cocs, a dus la folosirea unor cantități din ce în ce mai mari de concentrate de fier. De cele mai multe ori concentratele cu conținut ridicat de fier, datorită granulației fine, nu pot fi supuse procesului de aglomerare prin sinterizare și, din acest motiv, acestea se peletizează.

Sînt cunoscute avantajele folosirii în furnal a peletelor, față de aglomerat, în ceea ce privește scăderea consumului specific de cocs și creșterea productivității furnalului care se datorează unei reductibilități foarte bune.

Procedeele de transformare a minereurilor sau a concentratelor de fier fine, în bucăți sub formă de pelete, s-au dezvoltat mult în ultima vreme, producția de pelete din anul 1965 atingînd 55 mil.[1].

În cadrul tehnicii de peletizare a minereurilor de fier au apărut metode avansate, dintre care cele mai frecvente sînt procedeele pentru producerea peletelor autofondante, acestea urmînd a face concurență aglomeratului autofondant.

Pe linia măririi influenței peletelor asupra indicilor tehnico-economici ai furnalului, în ultimii ani au început să prezinte interes metodele de producere a peletelor prereduse.

Primele încercări de folosire în furnal a peletelor prereduse s-au făcut în anul 1962, de către U.S. Bureau of Mines și Pickands Mather Co(S.U.A.) la un furnal experimental din Bruceton, Philadelphia, cu pelete prereduse avînd un conținut de fier pînă la 80% [2]. Față de utilizarea peletelor nereduse cu 63% Fe, consumul specific de cocs a scăzut de la 550 kg/t pînă la 280 kg/t, iar productivitatea furnalului a crescut pînă la 55%.

Experimentările făcute la un furnal industrial al Uzinei Hilton din Hamilton — Canada, utilizînd pelete prereduse după procedeul SL/RN, au arătat că pentru fiecare 10% fier metalic din șarjă crește productivitatea furnalului cu 9%, iar consumul specific de cocs scade cu 8,2% [3].

Dintre procedeele de obținere a peletelor prereduse care au fost verificate la scară industrială pot fi menționate procedeele: SL/RN și Krupp — Eisenschwam [4]. Aceste procedee, care utilizează pentru reducere cuptorul rotativ și combustibili solizi, necesită consum de căldură destul de mare și adaosuri de materii prime desulfurante în amestec cu minereul.

În vederea eliminării totale a combustibililor solizi, experiențele efectuate la Institutul de cercetări metalurgice din București au urmărit stabilirea unui procedeu combinat de producere a peletelor și de prereducere a lor în cuptoare basculante, cu gaze rezultate din conversia metanului cu aerul.

Procedeul a fost pus la punct și verificat pe o instalație experimentală, avînd o capacitate de 0,5 t pelete prereduse pe zi, cu ajutorul căreia s-au determinat caracteristicile principale ale procedeului [5].

Conform procedeului stabilit, obținerea peletelor crude se face folosind metoda de peletizare pe taler. Procesul tehnologic studiat prevedea utilizarea cît mai rațională a gazelor reducătoare, prin tratarea peletelor crude pe etape (uscare, preîncălzire și ardere, reducerea preliminară și reducere finală), în contracurent cu circulația gazelor reducătoare (fig. 1).

Potrivit schemei, arderea peletelor crude are loc cu gazele folosite în procesul de reducere. Peletele durificate și preîncălzite sînt supuse succesiv reducerii preliminare și reducerii finale cu gaze care trec dintr-un cuptor în altul peste straturi fixe de pelete.

Obținerea gazelor reducătoare, pe baza conversiei catalitice a metanului cu aerul, la un raport aer : gaz = 2,38, se face după reacția:

$$CH_4 + 0{,}5\,O_2 + 1{,}88\,N_2 = CO + 2H_2 + 1{,}88\,N_2$$
$$\Delta H = -8{,}58 \text{ Kcal/mol}$$

În aceste condiții compoziția gazului va fi: $CO = 20{,}5\%$; $H_2 = 42\%$; $N_2 = 37{,}5\%$.

Practic, pentru efectuarea unei conversii autoterme, se utilizează un exces de aer astfel încît raportul aer : metan variază între 2,8 și 3,2. Pentru un raport aer : gaz de 3,1, com-

poziţia chimică a gazului reducător obţinut, în funcţie de temperatură, se arată în figura 2. Din diagrama prezentată rezultă că temperatura cea mai favorabilă de conversie este de 800°C [6].

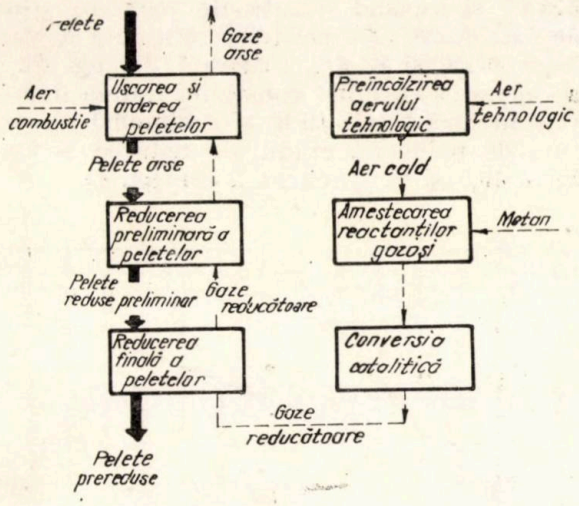


Fig. 1

Una din caracteristicile principale ale procedeului constă în faptul că efectuează conversia catalitică a metanului cu aerul, într-un reactor amplasat deasupra cuptorului aflat în faza finală de reducere, utilizînd în acest mod, la reducere, căldura sensibilă a gazelor obţinute din procesul de conversie. Fiecare cuptor se deplasează succesiv în fazele de preîncălzire şi ardere a peletelor, reducere preliminară şi reducere finală.

În faza de reducere preliminară are loc reducerea oxizilor de fier superiori pînă la FeO. În faza de reducere finală se face reducerea FeO la Fe. Instalaţia experimentală este arătată schematic în figura 3 (*1* — suflantă pentru aer; *2* — preîncălzitor; *3* — amestecător; *4* — reactor de conversie a metanului; *5* — exhaustor).

Aerul de la o suflantă este trecut printr-un preîncălzitor care îi ridică temperatura la circa 600°C. În conducta de aer cald este introdus metan corespunzător amestecului aer-metan, în raportul de 3 : 1, care este dirijat spre un

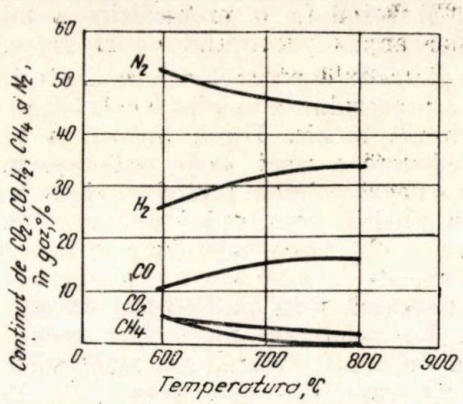


Fig. 2

amestecător, iar de acolo în reactorul de conversie, amplasat deasupra cuptorului de reducere în faza finală.

În reactorul de conversie, umplut cu catalizatori ce conţin nichel (5 — 7%), are loc conversia gazului metan cu aerul la temperatura de 800 — 1 000°C. Gazele calde rezultate, care conţin: 2,8 — 3,4 % CO_2; 15 — 16% CO; 0,2% O_2; 28 — 30% H_2 şi N_2 rest, sînt trecute în curent descendent peste minereul de fier peletizat din cuptorul basculant aşezat la partea inferioară a reactorului de conversie.

Gazele rezultate după reducere, avînd o temperatură de 650°C, sînt dirijate către cuptorul de reducere în fază preliminară, unde

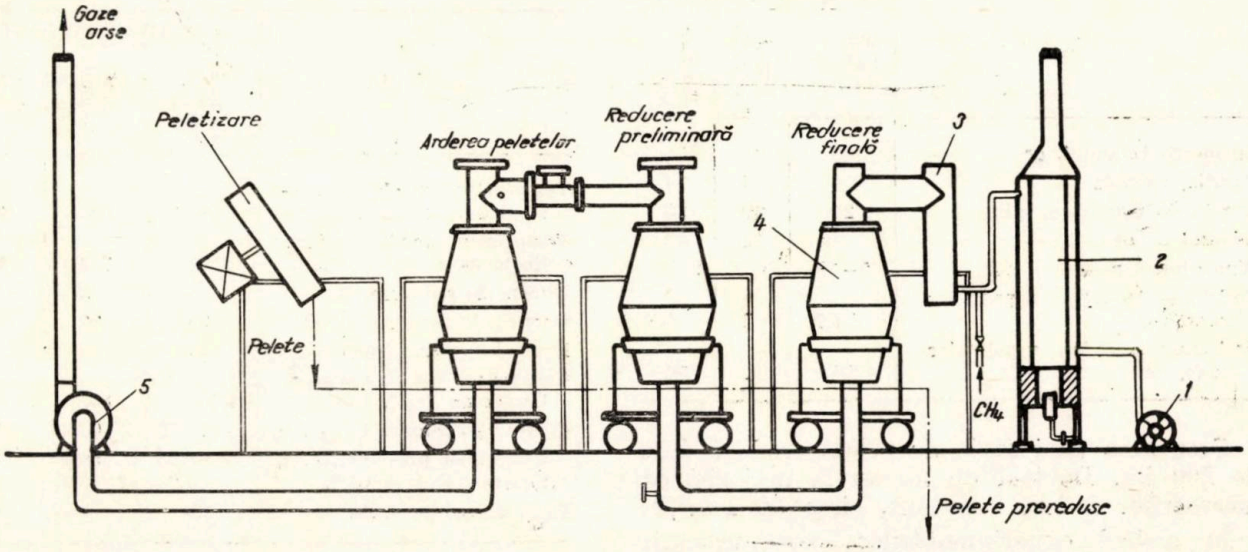


Fig. 3

intră pe la partea inferioară peste peletele arse și preîncălzite. După această reducere gazele sînt canalizate la arzătorul aflat în partea superioară a ultimului cuptor. Aici are loc arderea gazelor, iar produsele de ardere sînt trecute peste peletele crude în curent descendent, fiind aspirate de un exhaustor și eliminate în atmosferă. In acest mod are loc durificarea peletelor, la temperaturile necesare, și totodată o preîncălzire a minereului de fier supus procesului de reducere.

Deplasarea cuptoarelor basculante în fiecare fază a procesului se face pe o cale ferată îngustă, în circuit închis. După încheierea procesului de reducere a unei șarje se oprește instalația, se evacuează peletele prereduse și are loc schimbarea poziției cuptorului de reducere.

Pentru obținerea peletelor s-au utilizat materiale uscate la care s-a adăugat cantitatea de apă necesară prin pulverizare cu aer comprimat. La peletizare nu a fost necesară utilizarea de lianți. Granulația materialelor a fost sub 0,5 mm, din care peste 55% mai mică de 0,06 mm. Compoziția chimică a minereurilor peletizate și prereduse este arătată în tabela 1. Parametrii procesului de peletizare a materialelor folosite sînt cuprinși în tabela 2.

în fază finală asupra gradului de reducere $\left(\frac{Fe_{met}}{Fe_{tot}} \cdot 100\right)$ a peletelor obținute.

Păstrînd constantă temperatura de reducere a concentratului de fier în fază finală (cca. 675°C) și variind durata de reducere, gradul de reducere a peletelor obținute a variat între 46,50 și 84,5% (curba 1 din fig. 4). De asemenea, menținînd constantă durata de reducere în fază finală (6 h) și schimbînd temperatura de reducere, gradul de reducere a variat între 46,5 și 92% (curba 2 din fig. 4).

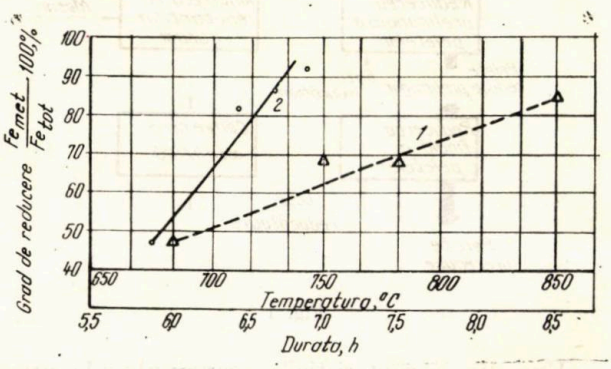


Fig. 4

Tabela 1

Specificația	Elemente analizate, %							
	Fe	SiO_2	CaO	MnO	MgO	Al_2O_3	S	P
Concentrat (indigen)	59,49	3,63	—	4,61	7,11	lipsă	0,4	0,04
Minereu de Krivoi-Rog	58,04	13,32	urme	0,51	0,30	1,2	0,07	0,069
Cenuși de pirită	47,10	13,71	1,06	urme	1,77	1,07	1,02	—

Tabela 2

Specificația	Denumirea materialelor		
	Minereu Krivoi-Rog	Cenuși de pirită	Concentrat
Înclinarea talerului, gr	48	45	50
Turația, rot/min	14	14	14
Durata de peletizare, min	20	20	20
Adaosul de apă, %	9,5	18	12
Dimensiunea peletelor, mm	5—18	8—20	4—20
Rezistența la strivire a peletelor crude, kgf	1,7	2	1,8
Rezistența la cădere a peletelor crude, cm	90	110	90

Greutatea unei șarje de pelete crude a fost de 200 kg. Debitul de metan la majoritatea încercărilor a fost constant, circa 30 Nm^3/h.

În cadrul experimentărilor s-a urmărit influența temperaturii și a duratei de reducere

Tabela 3

Specificația	Denumirea materialelor		
	Concentrat	Cenuși de pirită	Minereu Krivoi-Rog
Temperatura medie în reactorul de conversie, °C	950	900	900
Temperatura medie în fază finală de reducere, °C	742	752	745
Durata de reducere, h	6	3	6
Debitul de metan, Nm^3/h	29	32	30
Debitul de aer, Nm^3/h	87	99	92
Consum specific de metan/t burete de fier *, Nm^3/t	1 450	850	1 430
Compoziția chimică a peletelor prereduse Fe_{tot}, %	74,25	63,75	74,75
Fe_{met}, %	68,15	56,29	66,60
C, %	0,05	0,67	0,24
Grad de reducere, %	92	88,2	89,0

* Inclusiv metanul pentru preîncălzirea aerului

Analizînd modul de comportare, în procesul de reducere, a peletelor obținute, din tabela 3 rezultă că cel mai ușor se reduc peletele rezultate din cenuși de pirită. Peletele prereduse din concentrat și din minereu Krivoi-Rog necesită o durată de reducere de circa 90%.

În acest caz consumul specific de metan a fost de circa 1 450 Nm^3/t pelete prereduse.

Se estimează că acest consum de metan poate fi redus la sub 800 Nm^3/t pelete prereduse, în cazul unei instalații industriale. Atunci cînd nu este nevoie să se obțină pelete prereduse la un grad prea avansat (circa 70%), consumul specific de metan va fi și mai mic.

Peletele prereduse au un conținut scăzut de carbon și sulf. Gradul de îndepărtare a sulfului din pelete a fost de circa 40%. Instalația și procedeul nu au pus probleme deosebite în exploatare. Cuptoarele de formă basculantă au permis cu ușurință evacuarea buretelui de fier.

Cu acest procedeu pot fi obținute pelete prereduse și din alte minereuri de fier sau concentrate decît cele studiate, care au o granulație fină.

Gradul de reducere a produsului rezultat poate fi reglat în funcție de necesități, variind parametrii principali ai procesului tehnologic. Astfel se pot obține pelete prereduse avînd gradul de reducere de 40 — 98%.

Procedeul și instalația pot fi extinse la scară industrială.

BIBLIOGRAFIE

[1] Pohvisnev A.N., Spektor A.N. și Jusfin Ju. *Producerea peletelor autofondante.* Stal, nr. 11, 1966, p. 969—977.

[2] Chase P. W. *Prezentul și viitorul proceselor de reducere directă în America Latină.* Blast Furnace and Steel Plant. nr. 10, 1963, p. 835—839.

[3] Plart J. A. și Pearce F. J. *Funcționarea în fază industrială a unui furnal cu șarje prereduse.* Journal of Metals, nr. 12, 1965, p. 1396—1400.

[4] C. E. C. A. Haute Autorité. *Procedee de reducere directă a minereurilor de fier.* Luxemburg, 1967, A/18 și A/14.

[5] Hătărăscu O., Atanasiu Gh., Pietroșeneanu M. și Dumitru L. *Cercetări cu privire la reducerea minereurilor de fier, în reactoare basculante, cu ajutorul gazelor reducătoare obținute prin conversia metanului cu aer.* Metalurgia, nr. 4, 1963, p. 298—302.

[6] Joklik A. *Transformarea catalitică a hidrocarburilor gazoase cu aer sau oxigen, fără sau cu preîncălzirea reactanților.* Gaz, Wasser, Wärme, nr. 5, 1953.

RECHERCHES SUR L'OBTENTION DES BOULETTES PRÉRÉDUITES

L'auteur décrit un procédé original pour produire des boulettes préréduites, où l'emploi des combustibles solides est complètement éliminé, ces combustibles étant remplacés par le méthane.

Le procédé a été mis au point et vérifié sur une installation expérimentale ayant une capacité de 0,5 t.

Pour une consommation de méthane d'environ 1 450 Nm^3/t on a obtenu des boulettes avec un degré de réduction compris entre 46,5 et 92%.

Le degré de réduction peut être réglé en fonction des nécessités, en variant les paramètres principaux du processus technologique; les plus faciles à réduire sont les boulettes à base de cendre de pyrite.

L'installation et le procédé n'ont pas posé des problèmes particuliers dans l'exploitation.

RESEARCHES REGARDING PRE-REDUCED PELLETOBTENTION

The paper presents an original method for pre-reduced pellet manufacturing with natural gas as substitute for the whole solid fuel consumption.

The method was worked-out and tested on an experimental device of 0.5 ton capacity.

For 1 450 Nm^3/ton natural gas consumption, pellets with 46.5 to 90% reduction degree were obtained.

Reduction degree of pellets may be adjusted, if required, by process main parametra variation, pellets resulting from pyritical ashes being easiest to reduce.

Device and method have not developed special problems during operation.

Studiul radiometric al impurificării oţelului cu incluziuni nemetalice exogene

Ing. TH. DUMITRESCU, fiz. R. DUMITRESCU, fiz. VICTORIA PĂSĂRICĂ, fiz. VIORICA POPESCU şi chim. A. BÎRHALĂ
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 669.14 : 621.746.755.6

Pentru studiul impurificării oţelului cu incluziuni nemetalice exogene se recomandă a se utiliza metoda radiometrică [1], [2], [3] deoarece permite determinarea atît a conţinutului, cît şi a originii acestor incluziuni, adică a influenţei lor asupra calităţii oţelului, în comparaţie cu cazul oţelului cu incluziuni nemetalice endogene.

Cercetarea radiometrică a impurificării oţelului este necesar a se efectua pentru fiecare marcă de oţel, în condiţiile concrete de elaborare şi turnare, acestea influenţînd în mare măsură formarea incluziunilor nemetalice [4].

În consecinţă, s-a cercetat — în fază industrială — impurificarea oţelurilor pentru axe şi pentru discuri cu incluziuni nemetalice exogene, provenite din căptuşeala refractară a utilajelor din traseul de turnare (oală, jgheab şi pod de turnare), în condiţiile de elaborare şi turnare de la combinatele siderurgice respective.

Cercetarea s-a efectuat utilizînd metoda radiometrică, cu caracter original [5], [6], [7] elaborată de Laboratorul de izotopi radioactivi de la Institutul de cercetări metalurgice.

— Se marchează cu Ca^{45}, sub formă de $Ca^{45}Cl_2$, cu o activitate de 25 — 250 m Ci/t de material refractar ars, produsele refractare folosite la căptuşeala utilajelor de turnare. Pentru marcarea produselor refractare se adaugă în amestecător, după amestecarea şamotelor (fină şi granule), circa 1% silicat de sodiu în amestec cu apă de fasonare sau cu barbotină, iar la sfîrşitul amestecării materiilor prime se adaugă soluţia respectivă de $Ca^{45}Cl_2$ şi se omogenizează (timp de 4 min). Cantitatea de silicat de sodiu se determină, în mod experimental, la fiecare marcare deoarece depinde de activitatea $Ca^{45}Cl_2$ şi de capacitatea de absorbţie a materialului argilos. Prin introducerea silicatului de sodiu în masa refractară se înlătură practic migrarea Ca^{45} în timpul uscării, producîndu-se un fenomen analog cu acela care are loc la fluidizarea argilelor (adsorbţie şi schimbare de ioni), care duc la reţinerea Ca^{45} în materialul argilos sub formă de silicat de calciu [7], [8].

— Cu produsele refractare marcate cu Ca^{45} se înzideşte pe rînd cîte un utilaj de turnare (oală, jgheab şi pod) şi apoi acesta se foloseşte la turnarea oţelului cercetat. Din lingourile sau laminatele respective se iau probe de oţel pentru analiză.

— Separarea incluziunilor nemetalice din probele de oţel se efectuează prin metoda Dickenson modificată de Lukasievici Duvanova (dizolvarea a circa 100 g oţel din epruvete, într-o soluţie 2 : 1 de acid azotic şi acid citric cu aceeaşi concentraţie — 10%) [9].

Se aplică această metodă de separare fiindcă în acest caz, în care izotopul radioactiv Ca^{45} a fost fixat în produsul refractar sub formă de silicat, se înlătură aproape complet pierderile datorite trecerii Ca în soluţie [5], silicatul de calciu fiind insolubil în acizii utilizaţi la separarea incluziunilor nemetalice. Carburile care însoţesc incluziunile nemetalice separate din oţel se dezagregă prin metoda clasică — oxidare cu acid azotic concentrat 10% şi permanganat de potasiu de concentraţie 3%. Bioxidul de mangan format se descompune prin adăugare de azotit de sodiu.

— Reziduul fără carburi, obţinut la analiză, se utilizează la determinarea radiometrică a conţinutului de incluziuni nemetalice marcate cu Ca^{45}, prin măsurarea activităţii reduse cu ajutorul unei instalaţii de numărare tip, pentru preparate beta active, fereastra de mică a contorului avînd o grosime de 1,5 mg/cm^2.

Evaluarea cantităţii de incluziuni nemetalice exogene G_i, corespunzătoare vitezei de numărare V_{pi} a probei, se efectuează cu ajutorul dreptei care trece prin origine şi punctul de pe curba etalon (fig. 1).

Conţinutul procentual de incluziuni nemetalice exogene marcate cu Ca^{45}, provenite din utilajul de turnare experimentat, se calculează raportînd valoarea obţinută radiometric la cantitatea de oţel dizolvat pentru analiză.

Acest procedeu de evaluare a incluziunilor nemetalice marcate, dintr-un amestec de incluziuni nemetalice marcate şi nemarcate, este

o consecinţă a faptului că întotdeauna se obţine o linie dreaptă, în cazul în care se măsoară activitatea redusă a unor amestecuri avînd greutate constantă însă un conţinut variabil de incluziuni nemetalice marcate şi nemarcate.

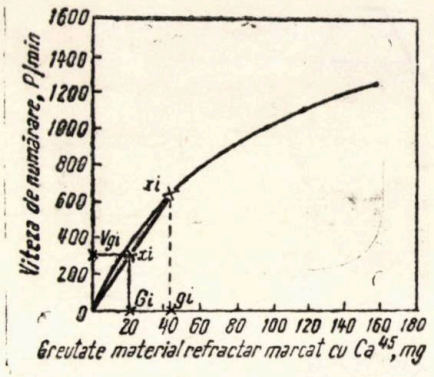


Fig. 1

Într-adevăr, proporţia din astfel de amestecuri variind succesiv de la zero la valoarea greutăţii luate în considerare, extremităţile acestei drepte sînt întotdeauna origina, pentru proba cu nici o incluziune nemetalică marcată (activitate redusă nulă), şi punctul de pe curba etalon, pentru greutatea unei probe cu toate incluziunile nemetalice marcate (activitate redusă maximă).

Aplicînd această metodă, se evaluează corect conţinutul de incluziuni nemetalice exogene marcate din oţel, fiindcă se ţine seama de autoabsorbţie, prin folosirea curbei etalon clasice, şi de absorbţia produsă de celelalte incluziuni nemetalice nemarcate din reziduu, utilizînd dreapta respectivă ce trece prin origine.

Impurificarea oţelului pentru axe, cu incluziuni nemetalice exogene, provenite din căptuşeala refractară a utilajelor din traseul de turnare (jgheab, oală şi pod), s-a cercetat prin marcarea cu Ca^{45} sub formă de $Ca^{45}Cl_2$ a produselor refractare din producţia curentă. Caracteristicile fizico-chimice şi mecanice ale acestor produse sînt specificate în tabela 1.

Cu fiecare utilaj de turnare căptuşit cu produsele refractare marcate cu Ca^{45} s-au turnat cîte trei şarje de oţel pentru axe, cu excepţia podurilor de turnare, care au fost folosite cîte trei la o singură şarjă, deoarece cu un pod se toarnă o singură dată. Din fiecare şarjă s-au prelevat trei lingouri (cîte unul din podurile de turnare *2*, *4* şi *6*). După laminarea lingourilor s-au luat cîte două probe de oţel (fig. 2, *a*) din blumurile provenite din cap, mijloc şi picior (*A*, *B*, *Z*). Pentru analiza radiochimică s-au tăiat, din fiecare probă de oţel, cîte două epruvete (fig. 2, *b*). În total s-au prelevat cîte 18 probe de oţel pe şarjă. Aceste probe s-au folosit la determinarea incluziunilor nemetalice totale şi exogene din oţelul pentru axe, prove-

Tabela 1

Caracteristici	Produse refractare provenite din utilajul de turnare (jgheab, oală, pod)			Metoda de analiză şi încercări
	Şamotă	Silico-argiloase	Şamotă	
Refractaritate I.P.	173	171	169	STAS 124–58
Constanţa de volum				
la 1 350°C, %	—	0,88	—	STAS 127–49
la 1 400°C, %	0,63	—	0,84	
Porozitatea aparentă, %	17,30	18,01	28,10	STAS 125–64
Densitatea aparentă, g/cm³	2,14	2,17	14,3	STAS 125–64
Permeabilitatea la gaze, cm/min	0,050	0,024	—	Cu aparatul de determinare a permeabilităţii nisipurilor de formare
Rezistenţa la compresiune la temperatura obişnuită, kgf/cm²	262	297	—	
Compoziţia chimică, % :				STAS 166–59
SiO_2	59,60	60,61	61,10	
Al_2O_3	30,59	30,28	29,27	
Fe_2O_3	4,25	4,09	3,97	

nite din căptuşeala marcată a utilajului respectiv, cu ajutorul metodei chimice şi radiometrice.

Rezultatele obţinute sînt arătate în diagrama din figura 3 (*a* — conţinutul de incluziuni nemetalice exogene din capul *A*, mijlocul *B* şi piciorul *Z* ale lingoului ; *b* — conţinutul mediu de incluziuni nemetalice provenite din jgheab, oală şi pod).

Se menţionează că experimentările cu utilajele a căror căptuşeală a fost marcată cu Ca^{45} au fost efectuate în perioade diferite.

Examinînd aceste rezultate se constată următoarele :

— Incluziunile nemetalice exogene din oţelul pentru axe provenite din căptuşeala utilajelor din traseul de turnare sînt foarte mici (de

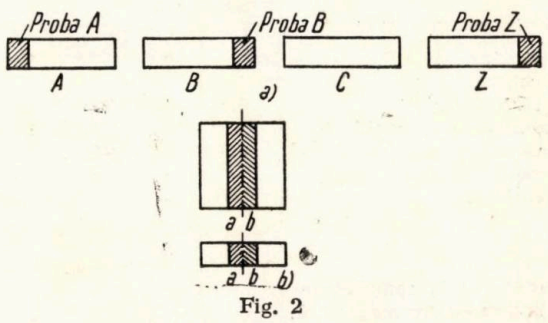


Fig. 2

ordinul miimilor sau al zecimilor de miimi de procente). Aceste incluziuni reprezintă maximum 10 % din valoarea totală a incluziunilor nemetalice.

— Oţelul pentru axe se impurifică cu cea mai mare cantitate de incluziuni nemetalice exogene din căptuşeala refractară a oalei de turnare.

— Căptuşelile refractare ale jgheabului şi ale podului de turnare impurifică oţelul pentru axe cu o cantitate de incluziuni nemetalice exogene de acelaşi ordin de mărime, cantitatea provenită din podul de turnare fiind mai mare decît aceea din jgheabul de turnare.

La cercetarea impurificării oţelului pentru discuri s-a utilizat, la căptuşirea jgheabului de turnare, o masă bătătorită grafito-argiloasă, iar pentru oala şi podul de turnare, produse refractare de şamotă, marcate cu Ca^{45}. Masa grafito-argiloasă a conţinut 15% grafit; ca liant s-a folosit acid fosforic tehnic.

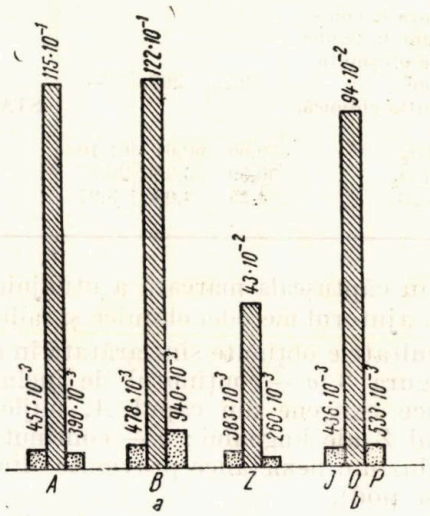


Fig. 3

Produsele refractare au avut caracteristicile fizico — mecanice din tabela 2.

Tabela 2

Caracteristici	Produse refractare de şamotă provenite din		Metoda de analiză şi încercări
	oală	pod	
Refractaritate I.P.	169	169	STAS 124—48
Constanţa de volum la 1 400°C, %	0,51	0,98	STAS 127—49
Porozitatea aparentă, %	15,53	18,47	STAS 125—64
Densitatea aparentă, g/cm³	2,08	2,09	STAS 125—64
Permeabilitatea la gaze, cm/min	0,031	—	Cu aparatul de determinare a permeabilităţii nisipurilor de formare
Rezistenţa la compresiune la temperatură obişnuită, kgf/cm²	335	—	STAS 126—49
Compoziţia chimică, %			
SiO_2	58,22	59,11	STAS 166—59
Al_2O_3	32,05	30,57	
Fe_2O_3	4,51	4,12	

Probele de oţel s-au prelevat din lingouri, şi anume, din calupurile *1*, *4* şi *5* (fig. 4, *a*). Din fiecare calup s-au luat cîte două probe: din mijlocul *b* şi din extremităţile *a*, *c* ale semisecţiunii (fig. 4, *b*). Cu jgheabul şi oala de turnare a

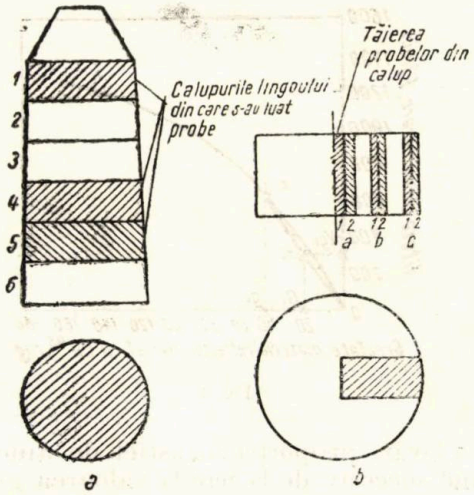


Fig. 4

căror căptuşeală a fost marcată cu Ca^{45} s-au turnat cîte trei şarje de oţel pentru discuri. Podurile de turnare marcate s-au experimentat cîte trei pentru o şarjă. Din fiecare şarjă s-au luat probe de oţel, din cîte trei lingouri, cîte unul din podurile *2*, *4* şi *6*. În total s-au prelevat cîte 54 probe din fiecare şarjă de oţel pentru discuri.

Analiza chimică şi radiometrică a incluziunilor nemetalice din probele de oţel pentru discuri a dus la rezultatele prezentate în figura 5. Valorile medii ale conţinutului de incluziuni nemetalice exogene din probele *a*, *b* şi *c*, luate din calupurile *1*, *4* şi *5* ale lingoului, sînt reprezentate în figura 5, *a*, iar conţinutul mediu de incluziuni nemetalice din toate aceste calupuri provenite din jgheab, oală şi pod, în figura 5, *b*.

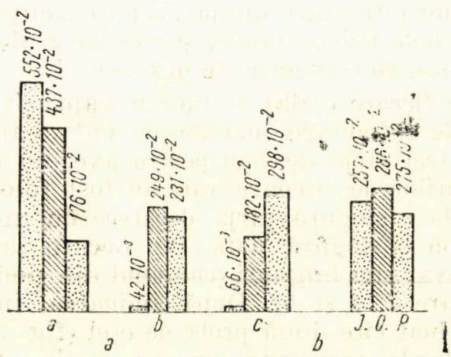


Fig. 5

Analizînd datele din aceste histograme rezultă:

— Conţinutul de incluziuni nemetalice exogene al oţelului pentru discuri, provenit din

căptușeala utilajelor din traseul de turnare, este de asemenea foarte mic, de ordinul miimilor de procente, și reprezintă cel mult a suta parte din incluziunile nemetalice totale.

— Din experimentările efectuate se observă că incluziunile nemetalice exogene la oțelul pentru discuri provin, în cea mai mare parte, din oala de turnare ; jgheabul și podul de turnare contribuie în aceeași proporție la impurificarea oțelului pentru discuri cu incluziuni nemetalice.

— Incluziunile nemetalice predomină în centrul și la piciorul lingoului de oțel pentru discuri, calupul al patrulea impurificîndu-se cu cantitatea cea mai mare.

În urma cercetării efectuate au rezultat următoatele concluzii preliminare, care vor fi verificate în continuare :

— Conținutul de incluziuni nemetalice exogene din oțel, provenite din căptușeala refractară a utilajelor din traseul de turnare, este foarte mic și reprezintă, în cazul cel mai defavorabil experimentat, maximum 10 % din valoarea incluziunilor nemetalice totale.

— Cantitatea cea mai mare de incluziuni nemetalice exogene, care trece în oțel din căptușelile refractare experimentale, provine din oala de turnare.

— Jgheabul și podul de turnare aduc un aport aproximativ egal la impurificarea oțelului cu incluziuni nemetalice.

— Incluziunile nemetalice au tendința de a se grupa în partea centrală și inferioară a lingourilor de oțel pentru discuri.

BIBLIOGRAFIE

[1] Kalinnikov E. S. și Samarin A. *Influența materialelor refractare asupra structurii oțelului turnat prin impurificarea oțelului cu incluziuni nemetalice.* Izdatelstvo Akademii Nauk S.S.S.R., Moscova, 1955.

[2] Cadek J., Myslineac T., Mandl M., Vrsek J. și Fiala J. *Tracing non metallic inclusions in steel with radioactive calcium.* Iron and Coal, 13, 1961.

[3] Dumitrescu Th. *Folosirea izotopilor radioactivi la cercetarea impurificării oțelului cu incluziuni nemetalice.* Tehnica nucleară, nr. 3, 1964, p. 158 — 167.

[4] Matteoli L. și Lagi P. *Studio delle origine delle inclusioni exogene negli acciai a mezzo di traccianti radioattivi.* La Metallurgia italiana, nr. 9, 1964.

[5] Dumitrescu Th., Păsărică V., Dumitrescu R., Popescu V. și Bîrhală A. *Determinarea cantitativă a incluziunilor nemetalice exogene din oțeluri cu ajutorul izotopului radioactiv Ca^{45}.* Metalurgia, nr. 7, 1965, p. 335 — 358.

[6] Dumitrescu Th., Păsărică V., Dumitrescu R., Popescu V. și Bîrhală A. *Cercetarea radiometrică a impurificării oțelului cu incluziuni nemetalice exogene provenite din diferite căptușeli refractare ale utilajelor de turnare.* Metalurgia, nr. 2, 1967, p. 73 — 77.

[7] Dumitrescu Th. și Dumitrescu R. *Metodă de marcare a produselor refractare de șamotă cu Ca^{45}, pentru evitarea migrării la suprafață în timpul uscării.* Metalurgia, nr. 7, 1967, p. 382 — 386.

[8] Salamang H. *Die physikalischen und chemischen Grundlagen der Keramik.* Berlin, Springer Verlag, 1958.

[9] Vinograd M. I. *Incluziuni nemetalice în oțelul de rulmenți.* Moscova, Metallurghizdat, 1954.

L'ÉTUDE RADIOMÉTRIQUE DE LA CONTAMINATION DE L'ACIER PAR LES INCLUSIONS NON MÉTALLIQUES EXOGÈNES

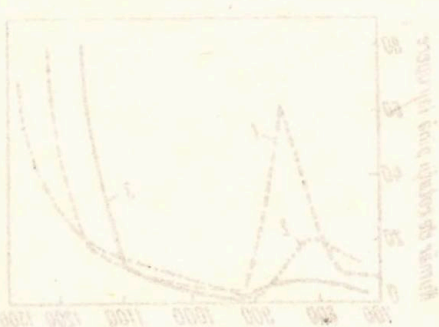
Il s'agit d'une étude radiométrique des inclusions non métalliques exogènes qui contaminent les aciers pour axes et disques, provenant de la doublure réfractaire des outillages compris dans le procédé de la coulée (poche à couler, rigole de coulée, pont de coulée).

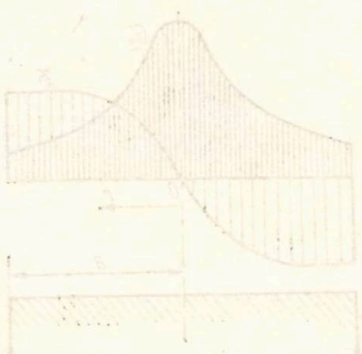
À cette fin on a employé une méthode radiométrique élaborée par le laboratoire d'isotopes radioactifs de l'Institut roumain de recherches métallurgiques.

RADIOMETRIC RESEARCH ON STEEL IMPURIFICATION BY EXOGENOUS NONMETALLIC INCLUSIONS

The paper prezents a radiometric research on shaft and disc steel impurification by exogenous nonmetallic inclusions, resulting from refractory lining of casting equipment line (casting laddle, gutter and platform).

For the prezent investigation a radiometric method was used, elaborated by the laboratory for radioactivie isotopes of the Metalurgical Research Institute.





Unele aspecte ale ruperii epruvetelor deformate la cald prin torsiune

Dr. ing. I. DRĂGAN
Institutul politehnic – Cluj

CZ 620.172 :225.24

Hughes [1], folosind torsiunea pentru măsurarea deformabilităţii la cald a oţelurilor, a observat că ruperea epruvetelor nu începe în acelaşi fel la orice temperatură şi la orice material. În timp ce la un oţel (oţelul R) ruperea a început din partea exterioară, la toate temperaturile, pentru altul (oţelul X) ruperea a început din exterior, numai pînă la aproximativ 1 100° C, şi din interior, peste temperatura amintită. Cînd ruperea a început de la interior fisurile erau plasate la aproximativ mijlocul razei; Hughes a presupus că aceasta s-ar datora distribuţiei forţei axiale pe secţiunea epruvetei după schema propusă de Nadai [2] (fig. 1). Hughes consideră totuşi că fisurile nu apar la axa epruvetei deoarece structura fibroasă este mai puţin deformată.

Tegart şi Reynolds [3], studiind legătura dintre structură şi deformabilitate pe fier pur, folosind încercarea prin torsiune, au observat că ruperea începe într-un mod şi mai complex decît a fost observată de Hughes. De exemplu, pentru o calitate de fier (fierul A) fisurile au apărut mai întîi la exterior, pînă la o temperatură de 755° C. La 856° C fisurile exterioare au dispărut, fiind prezente numai fisuri interioare. La 1 128° C fisurile erau orientate transversal faţă de axa epruvetei la aproximativ 3/4 din rază, iar la 1 206° C acestea erau plasate la aproximativ mijlocul razei.

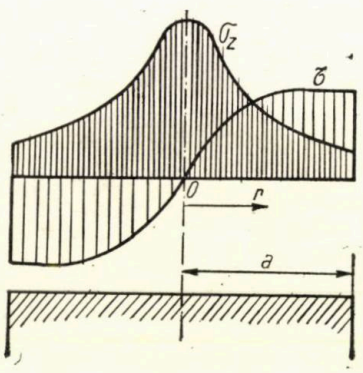


Fig. 1

Ruperea care începe de la exteriorul epruvetei este un fenomen normal, deoarece în acel loc deformarea este maximă. Din punctul de vedere al deformabilităţii oţelurilor nu este normal cînd ruperea începe din interiorul epruvetei, unde mărimea deformării este mai mică. Admiţînd că în timpul deformării [4] temperatura poate creşte cu intensitate diferită pe secţiune, ceea ce produce pe secţiune o transformare neuniformă a structurii (în domeniul de transformare $\alpha \rightleftarrows \gamma$), modul de apariţie a fisurilor poate fi foarte bine asociat cu variaţia deformabilităţii în funcţie de temperatură. Astfel, pentru fierul A numărul de rotaţii pînă la ruperea epruvetelor deformate la 870° C este de aproximativ zece ori mai mare decît al celor deformate la 700° C şi de mai mult de zece ori decît al celor deformate la 920° C (fig. 2: 1 — fier A; 2 — fier B; 3 — fier C) [3].

Considerînd că în timpul deformării, temperatura variază pe secţiunea epruvetei, fisurile vor

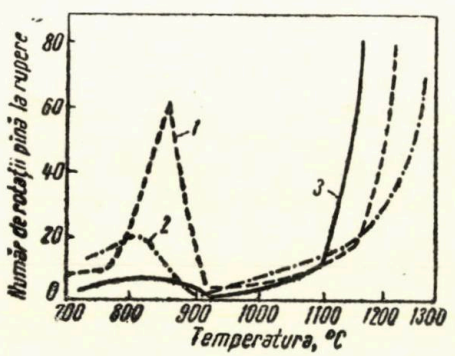


Fig. 2

apărea mai întîi acolo unde temperatura corespunde celei mai joase deformabilităţi, deci ar putea apărea fisuri interioare în domeniul de transformare $\alpha \rightleftarrows \gamma$.

Deoarece s-a arătat [4] că repartiţia eforturilor axiale în timpul deformării prin torsiune (cu menţinerea lungimii fixe a epruvetei) este diferită de schema prezentată de Nadai [2], motivarea dată de Hughes [1] apariţiei fisurilor interioare, la temperaturi peste 1 100° C (unde nu sînt prezente transformări de fază), nu este satisfăcătoare. De aceea, în lucrarea de faţă se face o încercare de a analiza unii factori care produc fisurile la exterior, în unele cazuri, şi la interior, în altele.

Experienţe efectuate şi rezultate obţinute. Pentru experienţe au fost folosite epruvete cu diametrul de 9,5 mm şi lungimea porţiunii deformabile de 38 mm, confecţionate din oţelurile 1 şi 2 (tabela 1). La epruvetele confecţionate din oţelul 1 fisurile au apărut mai întîi la exterior, pînă la aproximativ 1 150° C, şi la interior, peste această temperatură. În epruvetele confecţionate din oţelul 2 fisurile au apărut prima dată de la exterior, la orice temperatură de încercare. În această situaţie s-a studiat ruperea numai pe epruvete confecţionate din oţelul 1.

Tabela 1

Material	Conţinutul, %				
	C	Mn	Si	S	P
Oţel 1	0,13	0,47	0,21	0,057	0,075
Oţel 2	0,57	0,61	0,22	0,016	0,021

Fisurile care pornesc de la exterior sînt orientate aproximativ perpendicular pe axa epruvetei. Fisurile mai pronunţate nu sînt continue, ci se găsesc pe o elice (fig. 3). În cursul deformării fisurile se dezvoltă, se unesc între ele şi produc ruperea după o elice. Numărul de spire ale elicei este egal sau de n ori mai mare decît numărul de rotaţii folosit la deformarea epruvetei.

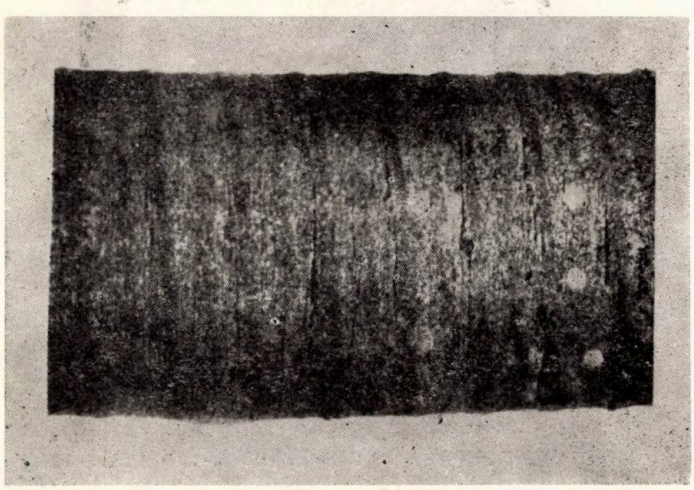
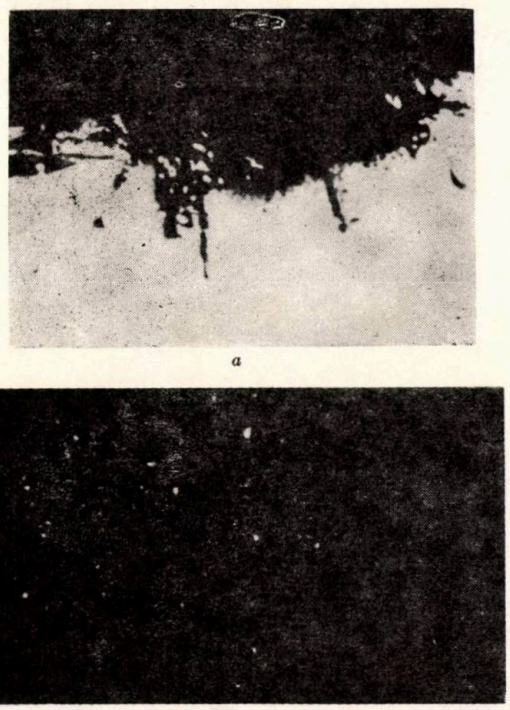


Fig. 3

Studiindu-se distribuţia elementelor în regiunea exterioară a epruvetei deformate la 750° C cu ajutorul microanalizorului tip Cabridge*, s-a constatat că în regiunea fisurilor nu se găsesc aglomeraţii de mangan, siliciu, sulf şi fosfor; toate aceste elemente sînt destul de uniform distribuite în acea regiune, aşa cum se arată în figura 4 pentru mangan: *a* — imaginea electronică; *b* — distribuţia manganului. (Siliciul, sulful şi fosforul au avut o distribuţie asemănătoare cu cea a manganului.)

Pentru studiul fisurilor apărute mai întîi înăuntrul epruvetei au fost efectuate mai multe încercări:

— Epruvetele au fost deformate la 1 200° C cu 75 rot/min. După răcire a fost făcută o secţiune longitudinală prin axa epruvetelor şi s-au studiat fisurile formate înăuntru. S-a observat că fisurile încep şi se dezvoltă din punctele unde sînt aglomeraţii de impurităţi (fig. 5). Studiind distribuţia elementelor în această parte a epruvetei s-a constatat că fisurile interioare sînt asociate cu aglomeraţii ale manganului şi ale siliciului; nu se văd aglomeraţii ale sulfului decît în mică măsură (asociate cu manganul dar nu în locul fisurilor) şi o distribuţie destul de uniformă a fosforului



a

b

Fig. 4

* Studiile de microanalize au fost efectuate la The University of Aston, în Birmingham, Departament of Metalurgy. Cu această ocazie autorul adresează sincere mulţumiri prof. I.G. Slater şeful departamentului, Mr. K.A. Reynolds şi Mr. I. Fuggle, pentru concursul preţios dat la efectuarea acestor studii.

(fig. 6: *a* — imaginea electronică; *b* — distribuţia manganului; *c* — distribuţia siliciului; *d* — distribuţia sulfului; *e* — distribuţia fosforului).

— Epruvetele au fost deformate la 1 200° C cu 75 rot/min după 32 rotaţii (aproximativ 3/4

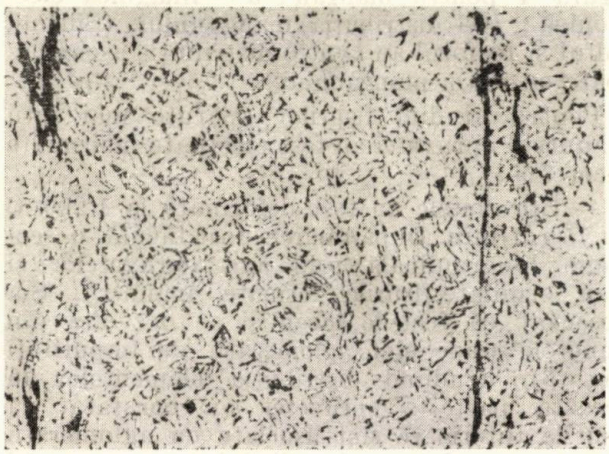


Fig. 5

din numărul de rotaţii pînă la rupere), mărindu-se forţa axială cu aproximativ 4 kgf faţă de cea care normal era prezentă în timpul deformării anterioare. Astfel, a avut loc o uşoară alungire a epruvetei în ultima parte a deformării. În acest caz particular fisurile au apărut la axa epruvetei şi nu pe ambele părţi ale axei cum apar în condiţiile deformării obişnuite. În figura 7, *a* se prezintă fisurile interioare apărute în timpul deformării unei epruvete la 1 200° C, iar în figura 7, *b* — structura fibroasă reorientată într-o epruvetă deformată la 950° C.

— Epruvetele au fost deformate la 1 200° C cu 196 rot/min. După 30 rotaţii, curentul folosit pentru încălzire a fost micşorat (încălzirea s-a făcut în acest caz cu curent de înaltă frecvenţă) pentru a crea o diferenţă mai mare de temperatură între regiunea de la margine şi cea de la

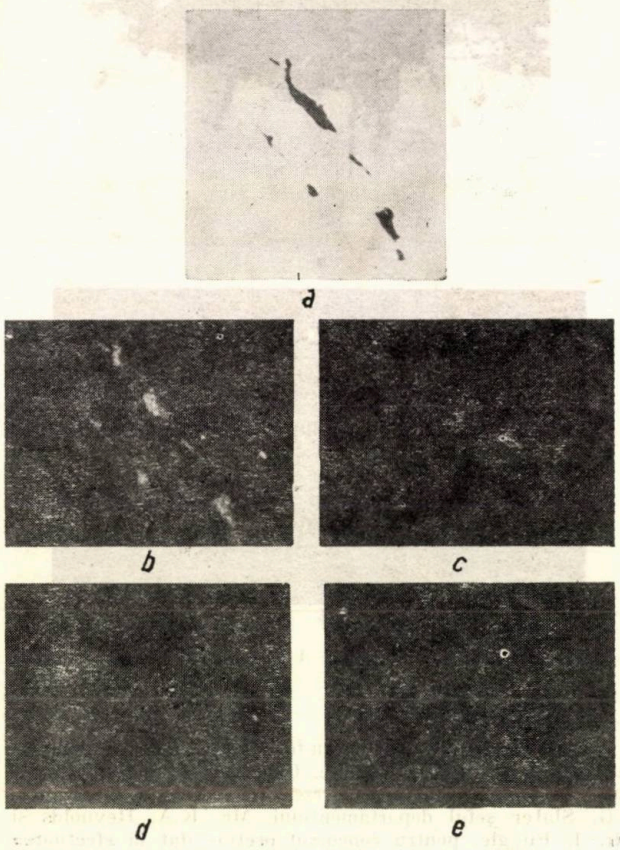


Fig. 6

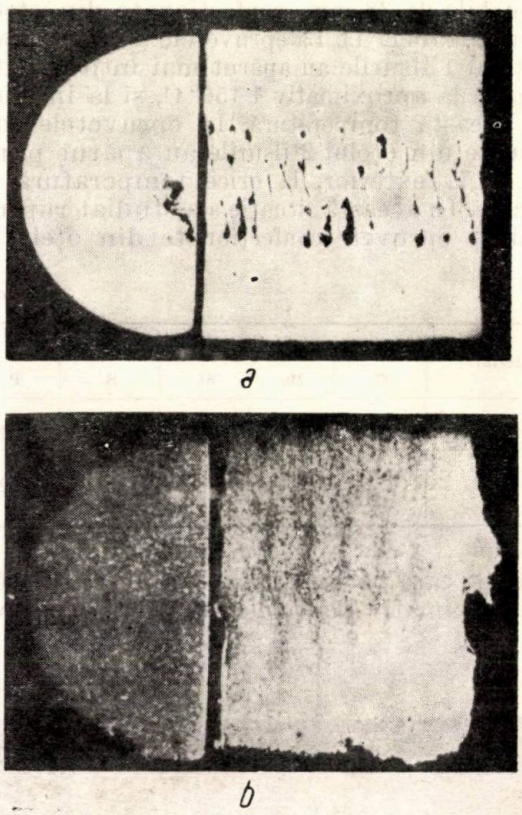


Fig. 7

mijlocul părţii deformabile a epruvetei (pentru a se crea o diferenţă în forţa axială corespunzătoare condiţiilor de deformare a celor două secţiuni ale epruvetei) [4], după care s-a aplicat din exterior o forţă axială cu circa 3 kgf mai mare decît aceea care era prezentată înainte. O mică alungire a epruvetei a avut loc şi în acest caz. Distribuţia fisurilor de-a lungul epruvetei, privind de lîngă umărul ei spre mijloc, este arătată în figura 8.

Interpretarea rezultatelor. Deoarece fisurile care se formează la exteriorul epruvetei sînt orientate perpendicular pe axa ei şi nu sînt asociate cu aglomerările de mangan, siliciu, sulf sau fosfor, se consideră că ele sînt produse de efortul tangenţial şi apar după un număr de rotaţii corespunzător deformabilităţii ma-

terialului în acel loc. Totuşi, dat fiind că uneori aceste fisuri se formează pe o elice, diferite straturi de-a lungul materialului laminat (existente înainte de răsucire) pot avea un conţinut diferit în anumite elemente (care pot fi altele decît mangan, siliciu, sulf sau fosfor), care se comportă diferit la deformare în comparaţie

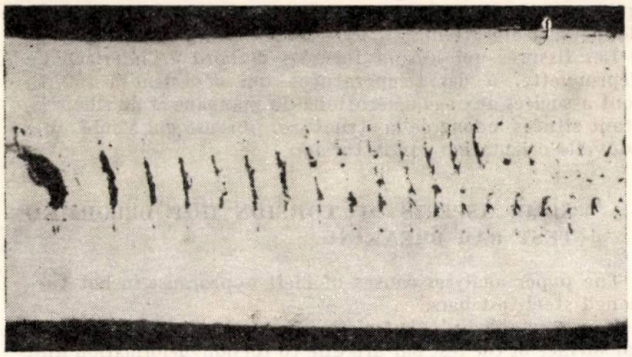


Fig. 8

cu restul materialului. Diferenţa în comportare la deformare a acestor straturi — în raport cu restul materialului — este mai mare la temperaturi cuprinse între 700 şi 1 000° C şi mai mică sau chiar se înlătură complet la temperaturi mai mari de 1 150° C.

Din figura 7 se vede că între fisurile care se formează în interior şi structura fibroasă reorientată în timpul răsucirii există o legătură strînsă. Din figura 6 reiese, de asemenea, că fisurile interioare sînt asociate cu aglomeraţii ale manganului şi siliciului. Fisuri nu au apărut în punctul în care manganul a fost asociat cu sulful. De aici reiese că la temperaturi ridicate sulful nu este atît de dăunător deformabilităţii oţelului ca aglomeraţia compusului mangan + siliciu.

Deoarece fisurile apar la axa epruvetei atunci cînd un efort axial de tracţiune este creat cu valoarea maximă în acel loc, se consideră că fisurile formate în interiorul epruvetei sînt foarte sensibile la eforturile de tracţiune.

Examinînd formarea fisurilor la exterior şi în interior, se vede că atunci cînd temperatura creşte la exterior creşte şi uniformitatea comportării la deformare a diferitelor straturi de material, în timp ce la interior scade. Reiese, de asemenea, că unele elemente sau compuşi ai acestora sînt cauza descreşterii deformabilităţii unor straturi ale materialelor la partea exterioară la temperaturi joase şi a altora în interior, la temperaturi ridicate (această concluzie este într-o bună corelaţie cu distribuţia elementelor: mangan, siliciu, sulf şi fosfor, arătată în figurile 4 şi 6).

Din figura 8 reiese că fisurile la axa epruvetei (deformate în condiţii speciale) sînt prezente cu o intensitate din ce în ce mai mică de la umăr (unde efectul axial de tracţiune a fost mai mare la axă) spre mijlocul epruvetei (unde efortul axial de tracţiune a fost mai mic la axă [4]. Aceasta permite să se tragă concluzia că fisurile apar de obicei în ambele părţi ale axei epruvetei, din cauză că la axă efortul axial de tracţiune are o valoare mai mică decît la mijlocul razei. În acest caz, fisurile nu apar spre exterior, deşi efortul axial de tracţiune este mai mare, din cauză că în acel loc conţinutul în impurităţi este mai mic şi materialul nu este aşa de sensibil la eforturi de tracţiune.

CONCLUZII

— Fisurile care apar mai întîi la exteriorul epruvetei se datorează deformării prin torsiune (efortului tangenţial) şi se produc ca o consecinţă normală a deformării, cînd maximul de deformabilitate, corespunzător materialului considerat în condiţiilor date, a fost atins. Cînd fisurile apar pe o elice înseamnă că în material sînt prezente unele straturi, cu conţinut diferit în anumite elemente faţă de restul materialului, care le face să aibă o deformabilitate mai mică. Deformabilitatea acestor straturi este mai mică decît a restului de material însă numai la temperaturi sub circa 1 150° C. Peste această temperatură deformabilitatea diferitelor straturi (la exteriorul epruvetei) pare să fie mult mai uniformă, ruperea după o elice nemaiobservîndu-se. Fisurile care se formează la exterior nu sînt asociate cu aglomerări de mangan, siliciu, sulf sau fosfor; pot fi însă prezente alte elemente în concentraţie mai mare care nu au putut fi detectate prin microanaliză (oxigen, hidrogen etc.).

— Fisurile care se formează mai întîi în interiorul epruvetei, la temperaturi mai mari de 1 150° C, sînt asociate cu aglomerări ale manganului şi siliciului, fiind aşezate de-a lungul structurii fibroase reorientate prin torsiune. Formarea acestor fisuri este mult influenţată de prezenţa eforturilor de tracţiune, care le poate transforma în cavităţi mari în unele cazuri.

Faptul că fisurile interioare apar aşa cum s-a prezentat arată că materialul este mai bogat în mangan şi siliciu spre axa epruvetelor (cînd acestea sînt confecţionate din bare de oţel laminat), şi că compusul mangan + siliciu are o rezistenţă (respectiv o ductilitate) mult mai mică decît a restului de material la temperaturi peste 1 150° C. Totodată reiese că sulful şi fosforul sînt destul de uniform distribuite în oţeluri şi nu prezintă aşa mare pericol pentru deformabilitatea materialului cum prezintă compusul mangan + siliciu. Reiese, de asemenea, că manganul se asociază fie cu siliciul, fie cu sulful, compusul mangan + sulf fiind mai puţin dăunător deformabilităţii decît compusul mangan + siliciu la temperaturi peste 1 150° C. Rezultă deci că desulfurarea oţelului

cu mangan va trebui făcută cu foarte mare grijă.

Fisurile apar de obicei în ambele părţi ale axei epruvetei, nu din cauză că acolo materialul ar fi mai bogat în impurităţi în comparaţie cu centrul, ci din cauză că la axa epruvetei efortul axial de tracţiune are o valoare mai mică decît spre exterior. Aceste fisuri vor apărea deci în locul unde se creează mai întîi condiţii favorabile care să le producă, ţinînd seamă de o combinaţie între mărimea efortului axial şi conţinutul în mangan + siliciu pe secţiunea epruvetei.

BIBLIOGRAFIE

[1] Hughes D. E. R. *The Hot Torsion for Assesing Hot-Working properties of Metals.* JISI, v. 170, 1952.

[2] Nadai A. *Theory of Flow and Fracture of Solids.* Grow-Hill, 1931.

[3] Reynolds R. A., Tegart Mc. G. *The deformation of some Pure Irons by High speed Torsion over the temperature Range 700 — 1 250°* C. JISI, v. 200, 1962.

[4] Drăgan I. *Contribuţii la studiul deformabilităţii la cald a metalelor şi aliajelor prin metoda torsiunii. Disertaţie, Institutul politehnic* — Cluj, 1965.

QUELQUES ASPECTS DE LA RUPTURE DES ÉPROUVETTES DÉFORMÉES PAR LA TORSION À CHAUD

On examine les causes de l'apparition des fissures dans les épruvettes d'acier soumises à la torsion à chaud.

On a constaté que les fissures qui parraissent d'abord à l'extérieur de l'éprouvette sont dues à la déformation par torsion et surviennent, comme une conséquence normale de la déformation, lorsque le maximum de la déformabilité, qui correspond au matériau considéré et aux conditions données, a été atteint.

Les fissures qui se sont formées d'abord à l'intérieur de l'éprouvette, à des temperatures qui dépassent 1 150° C, sont associées aux agglomérations du mangane et du silicium, étant situées le long de la structure fibreuse qui a subi une nouvelle orientation par la torsion.

SOME ASPECTS OF TORSION HOT DEFORMED TEST BAR BREAKING.

The paper analyses causes of cleft appearance in hot torsioned steel test bars.

It was established that clefts appearing first at the external surface of the test bar are due to torsion deformation and arise, as a natural consequence of deformation, when maximum of deformability proper to the material taken into account and under given conditions is attained.

Clefts arising first within the test bar, at temperatures greater than 1 150° C, are associated to manganese and silicium agglomerations and disposed lengthwise the reorientated fibrous torsion structure.

Studiul comportării la întindere a oţelului Cr-Ni-Mo la temperaturile 350, 400 şi 450°C

Conf. dr. ing. I. HAJDU, ing. AL. CORNUT şi ing. P. NICOLA
Institutul politehnic – Timişoara

CZ 620.172;669.15'26'24'28–194

Pentru majoritatea pieselor din oţel, care lucrează la temperaturi ridicate şi sînt supuse acţiunii unor forţe practic constante, drept solicitare critică se consideră efortul unitar, care produce, după un timp determinat, fie o deformaţie permanentă care ar putea periclita funcţionarea normală a instalaţiei din care fac parte astfel de piese, fie ruperea însăşi a piesei.

Din categoria acestor piese fac parte şi discurile rotoarelor turbinelor cu abur. Solicitările principale în aceste piese se datoresc forţelor centrifuge care apar la turaţii mari ale rotorului. În corpul discurilor se produc tensiuni relativ ridicate, în direcţie radială şi circumferenţială.

O dată cu apariţia tensiunilor radiale de întindere σ_r, diametrul interior al butucului discului va creşte ducînd la o scădere a presiunii de calare între arbore şi disc, adică la slăbirea îmbinării. La această slăbire contribuie şi fenomenul de relaxare, care se manifestă prin aceea că o parte din deformaţie – iniţial în întregime elastică — trece după un timp oarecare în deformaţie plastică. Micşorarea componentei elastice este însoţită de o scădere proporţională a eforturilor de contact [1].

Principala cauză a defectării turbinelor cu abur este fenomenul de deformaţie lentă şi continuă – fluajul — a corpului rotorului, la temperatura de regim, sub acţiunea solicitărilor radiale, care la un moment dat duce la atingerea statorului de către rotor. Pentru a evita o astfel de atingere, care poate duce la avarii grave, oţelul folosit la fabricarea rotorului trebuie să aibă o limită de fluaj suficient de ridicată.

Pentru a dispune de unele caracteristici de rezistenţă necesare calculelor de proiectare ale turbinei cu abur tip AS 3–TH, fabricată în ţară, în Laboratorul de rezistenţă şi încercări de materiale al Institutului politehnic din Timişoara, s-au executat o serie de încercări asupra a două oţeluri Cr-Ni-Mo, folosite la fabricarea rotorului turbinei.

Din încercările la temperatura normală s-au determinat : caracteristicile de rezistenţă şi de elasticitate la tracţiune, rezilienţa, duritatea.

Din încercările la temperaturile de 350, 400 şi 450°C s-au stabilit : limita de curgere tehnică şi modulul de elasticitate, limita tehnică de fluaj σ_{DVM}, limita tehnică de fluaj $\sigma_{0.2/1000}$ (numai la 450°C).

Materialul de probă

Materialul de probă, prelevat din două şarje de oţel, a fost furnizat sub formă de bare cilindrice ($d = 24$ mm şi $l = 200$ mm). Compoziţia este dată în tabela 1.

Tabela 1

Şarja	Compoziţia chimică, %								
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo
A	0,31	0,25	0,55	0,019	0,012	0,30	1,4	1,55	0,36
B	0,37	0,30	0,53	0,022	0,016	0,26	1,6	1,56	0,34

Tratamentul termic aplicat materialului de probă, efectuat de fabrica constructoare, a cuprins următoarele faze :

— Tratament aplicat la brama presată pentru eliminarea fulgilor : încălzire la 650 — 680°C timp de 100 h pentru egalizare, apoi răcire în cuptor cu viteza maximă de 10°C timp de 100 h pînă la 100°C.

— Tratament după forjare: normalizare la 860°C, egalizare 5 h, apoi răcire în aer; înmuiere la 860°C, egalizare 6 h, răcire în cuptor pînă la 400°C, apoi în aer.

— Tratament după confecţionarea epruvetelor (efectuat la Institutul politehnic — Timişoara) : detensionare la 150°C în baie de ulei, egalizare 6 h, răcire în etuvă.

Încercările efectuate la temperatură normală

Încercarea la tracțiune s-a executat conform STAS 200-61, pe cîte trei epruvete cilindrice ($d = 10$ mm și $l_0 = 100$ mm).

Deoarece cele două șarje de oțel analizate nu au prezentat limită de curgere aparentă, s-a determinat limita de curgere tehnică $\sigma_{0,2}$. Determinarea s-a făcut după metoda „fără descărcare", din diagrama caracteristică $\sigma - \varepsilon$, construită prin puncte pentru fiecare epruvetă încercată. Deformația de alungire s-a măsurat cu ajutorul unui extensometru tip Cambridge cu lamă vibrantă, cu o precizie de 1μ m.

Diagramele $\sigma - \varepsilon$ au mai servit și la determinarea modulului de elasticitate E_{20} la temperatura de 20°C.

Rezultatele obținute sînt trecute în tabela 2.

Tabela 2

Șarja	Epruveta	$\sigma_{0,2}$, kgf/mm²	σ_r, kgf/mm²	δ_{10}, %	ψ, %	E_{20}, kgf/mm²
A	A/1	80,2	92,5	—	—	21,300
	A/2	82,0	96,5	13,8	68,9	21,300
	A/3	78,5	92,8	15,0	72,1	21,400
B	B/2	83,5	98,0	12,6	62,6	21,100
	B/3	84,5	98,0	13,1	67,8	21,300
	B/4	80,0	95,2	13,6	69,0	21,400

Obs.: Epruveta A/1 s-a rupt în afara reperelor.

Încercarea de reziliență s-a executat conform STAS 1400 - 59. pe epruvete tip Mesnager. S-au obținut următoarele rezultate: pentru oțelul din șarja *A*: KCU 30/2 = 22,3 kgfm/cm² (media a 6 determinări); pentru oțelul din șarja *B*: KCU 30/2 = 18,6 kgfm/cm² (media a 6 determinări).

Rezultatele arată o tenacitate ridicată pentru ambele șarje de oțel.

Încercarea la duritatea Brinell s-a executat conform STAS 165-58 și a avut ca scop controlul uniformității tratamentului termic al probelor. S-au obținut următoarele durități: pentru șarja *A*: 289 HB 5/750/15 (media a 6 determinări, abaterea maximă 4 unități); pentru șarja *B*: 296 HB/5/750/15 (media a 6 determinări, abaterea maximă 7 unități).

Abaterile obținute fiind în limitele toleranțelor admise pentru încercările de duritate, se consideră că tratamentul termic al probelor a fost uniform.

Încercările efectuate la temperaturile 350, 400 și 450°*C*

Determinarea caracteristicii $\sigma_{0,2}$ pentru temperaturile menționate s-a făcut conform STAS 200-61 și STAS 6638-62, prin metoda „fără descărcare", pe baza diagramelor caracteristice $\sigma - \varepsilon$ construite prin puncte.

Forma și dimensiunile epruvetelor utilizate sînt date în figura 1. Încercările au fost efectuate la o mașină de fluaj de tip TF 2 cu epruvetă singulară, cuplată cu un dispozitiv de încărcare progresivă cu acționare manuală, realizat în acest scop. Pentru măsurarea forței aplicate, între tija dispozitivului și pîrghia orizontală a mașinii de fluaj s-a interpus un dinamometru arc. Măsurarea alungirii epruvetei între repere s-a făcut cu precizia de 1μm, cu ajutorul unui extensometru cu lamă elastică și ceas comparator.

În cursul încercărilor viteza de încărcare $v_\sigma = \frac{d\sigma}{dt}$ a fost inferioară valorii maxime admise (8 kgf/mm²· min), iar variația temperaturii în jurul valorii nominale, pe porțiunea calibrată a epruvetei, s-a menținut în limitele $\pm$ 2°C.

Pe baza valorilor determinate din toate diagramele $\sigma - \varepsilon$ obținute din măsurările efectuate, în figura 2 s-au trasat curbele de variație a limitei de curgere $\sigma_{0,2}$ în intervalul 350—450°C. Curbele din figura 3 reprezintă variația modulului de elasticitate E_T a oțelurilor celor două șarje, în același interval de temperatură.

Determinarea limitei tehnice de fluaj σ_{DVM} s-a efectuat conform standardului DIN 50117 [2]. După acest standard, limita tehnică de fluaj σ_{DVM} se definește prin valoarea cea mai mică

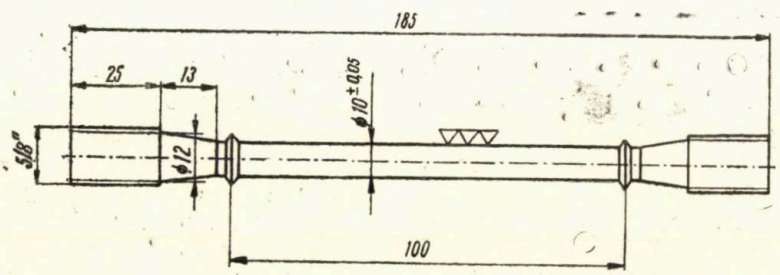


Fig. 1

din următoarele eforturi unitare: σ_{10-30}, care produce într-o epruvetă o viteză medie de fluaj de $1 \cdot 10^{-3}$% pe oră, între a 25-a și a 35-a oră a încercării sau $\sigma_{0,2/45}$, care produce o alungire specifică permanentă de 0,2% după 45 h de încercare.

Înregistrînd alungirile în funcţie de timp, pe o durată de 45 h, se obţine curba de fluaj reprezentată în figura 4. Avînd această curbă, viteza medie de fluaj între a 25-a şi a 35-a oră v_{35}^{25} se determină din raportul:

$$v_{35}^{25} = \frac{1}{l_0} \cdot \frac{\Delta l}{\Delta t}, \text{ unde:}$$

l_0 este lungimea între repere a epruvetei; Δl — creşterea alungirii între a 25-a şi a 35-a oră a

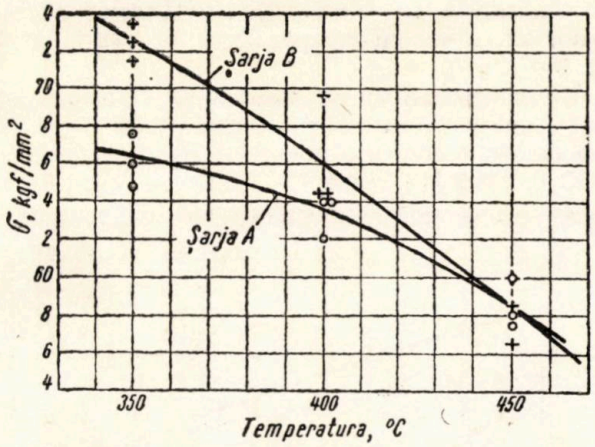


Fig. 2

încărcării, reprezentată prin diferenţa ordonatelor punctelor B şi C ale curbei de fluaj; $\Delta t = 35 - 25 = 10$ h.

Prin măsurarea alungirii permanente $(\Delta l_p)_{45}$ după descărcarea epruvetei (după 45 h de încărcare), se calculează alungirea specifică permanentă:

$$(\varepsilon_p)_{45} = \frac{(\Delta l_p)_{45}}{l_0},$$

Determinarea limitei tehnice de fluaj σ_{DVM}, pentru o anumită temperatură, necesită încer-

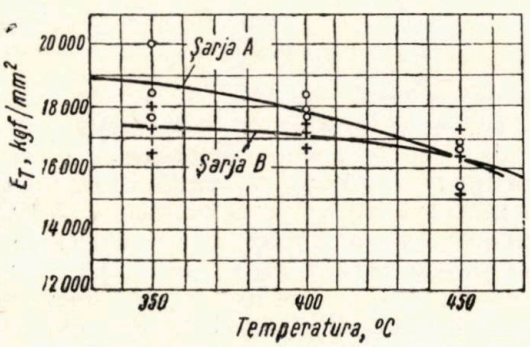


Fig. 3

carea a minimum trei epruvete supuse la sarcini diferite.

Încercările de fluaj s-au executat la două instalaţii de construcţie diferită.

O parte din epruvete (fig. 1) s-au încercat la maşina de fluaj tip TF-2, iar cealaltă parte, la prima maşină de încercat la fluaj folosită în ţară, construită la Timişoara. La această maşină încălzirea epruvetei se face într-un cuptor electric cu baie de plumb, iar deformaţia epruvetei — de o formă similară cu cea din figura 1 — se măsoară intermitent cu ajutorul unui extensometru optic sistem Martens cu oglinzi, cu o precizie de 1 μm.

În cursul încercărilor, variaţia temperaturii epruvetei s-a menţinut în limitele ± 1,5°C.

Din ambele şarje de oţel, la temperaturile date, s-au încercat cîte 3-6 epruvete solicitate diferit. Pentru fiecare epruvetă s-a trasat o curbă de fluaj $\Delta l - t$, din care s-a determinat viteza medie de fluaj v_{35}^{25}, corespunzătoare temperaturii de încercare şi solicitării aplicate.

Pe baza vitezelor de fluaj determinate din toate curbele de fluaj obţinute, pentru fiecare temperatură de încercare şi şarjă s-a trasat cîte o curbă $\sigma = f(v_{35}^{25})$ (fig. 5). De pe aceste curbe s-au citit în dreptul abscisei $v_{35}^{25} = 10 \cdot 10^{-4}$% mm/mm·h eforturile unitare σ_{10-30}.

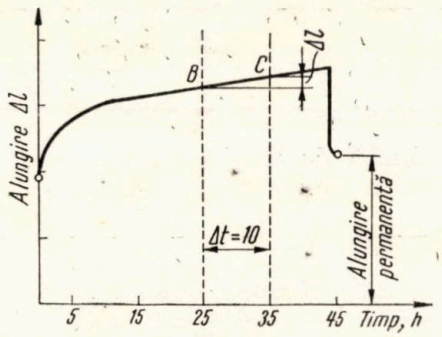


Fig. 4

Pentru determinarea eforturilor unitare $\sigma_{0,2/45}$ la o oră după descărcarea sarcinii aplicate timp de 45 h, s-a măsurat alungirea permanentă $(\Delta l_p)_{45}$ a fiecărei epruvete.

Valorile alungirilor specifice permanente $\varepsilon_p/_{45}$, corespunzătoare eforturilor unitare respective, s-au trecut în diagrama din figura 6. Se observă că, pentru temperatura $T = 400$°C, dispersia mare a rezultatelor obţinute nu a permis trasarea curbelor $\sigma_{0,2}/_{45} = f(\varepsilon_{p/45})$, deci nici determinarea eforturilor unitare limită $\sigma_{0,2/45}$, pentru nici unul din cele două oţeluri examinate.

Comparînd rezultatele obţinute din figura 6 cu cele din figura 7 se constată că la $T = 350$°C, eforturile unitare $\sigma_{0,2/45}$ sînt egale cu σ_{10-30}, deci pentru ambele şarje, cele două criterii diferite care stau la baza determinării limitei tehnice de fluaj σ_{DVM} au dus la acelaşi rezultat. În schimb, la $T = 400$°C şi la $T = 450$°C

au rezultat pentru σ_{10-30} valori sensibil mai mici decît pentru $\sigma_{0,2/45}$. Rezultă deci că, pentru întreg domeniul de temperatură cercetat,

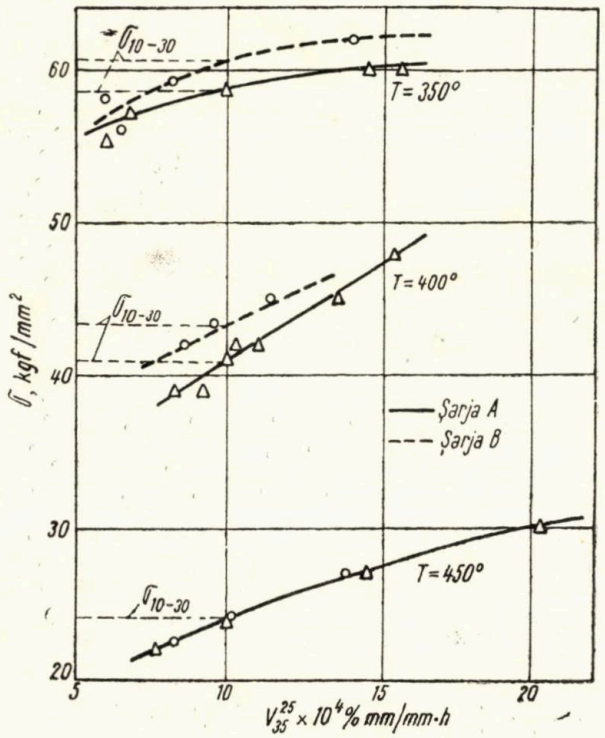


Fig. 5

limita tehnică de fluaj σ_{DVM} s-a putut obține pe baza criteriului vitezei admisibile de fluaj.

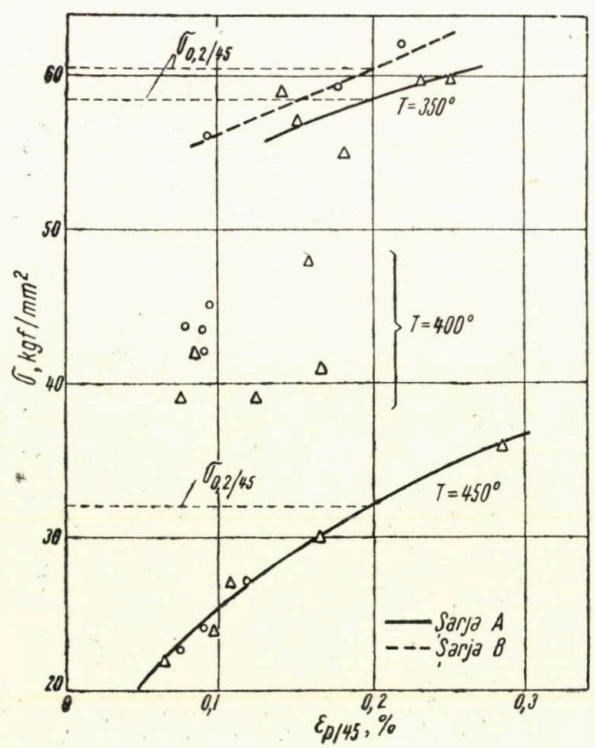


Fig. 6

Cu valorile limitei tehnice de fluaj σ_{DVM} (σ_{10-30}) și cu cele ale limitei de curgere tehnică $\sigma_{0,2}$, stabilite pentru cele trei temperaturi diferite, în diagrama din figura 7 s-au trasat curbele $\sigma_{DVM} = f(T)$ și $\sigma_{0,2} = f(T)$ pentru cele două șarje de oțel studiate.

Pentru comparație, în tabela 3, pe lîngă rezultatele obținute mai sus, s-au trecut și unele caracteristici de rezistență ale oțelurilor 35XHM sovietic și cel german 35 Ni-Cr-Mo; aceste oțeluri au o compoziție chimică asemănătoare cu cea a oțelurilor examinate și sînt recomandate în construcția rotoarelor turbinelor cu abur cu temperatura de regim pînă la 450°C [3], [4].

Determinarea limitei tehnice de fluaj $\sigma_{0,2/1000}$ la temperatura de 450°C, pentru oțelul șarjei B, s-a efectuat conform normelor de recomandare ISO nr. 292 [5], respectiv TGL 10976 [6] după metoda „cu întreruperea încercării".

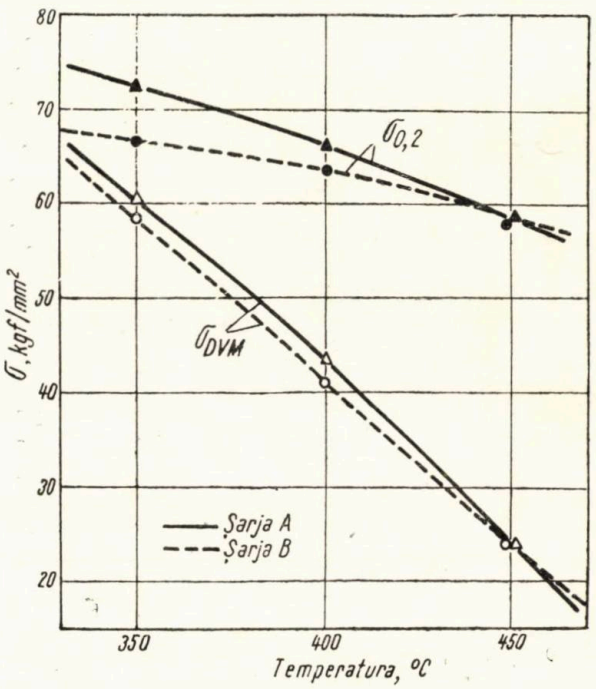


Fig. 7

După această metodă, în scopul trasării unei curbe de fluaj $\varepsilon = f(t)$ la anumite intervale de timp se întrerupe încercarea, se demontează epruveta iar apoi, la temperatura normală i se măsoară alungirea permanentă. Numărul întreruperilor se limitează de obicei la cel strict necesar trasării curbei de fluaj.

Încercările s-au executat la cele două tipuri diferite de instalații de fluaj. La una din aceste instalații s-a folosit o epruvetă în trepte (fig. 8).

În cele două zone distincte ale epruvetei în trepte, cu aceeași sarcină de întindere, s-au realizat eforturi unitare diferite: $\sigma_I = 20$ kgf/mm² și $\sigma_{II} = 22$ kgf/mm². Efortul unitar din epruveta încercată în mediu de aer cald a fost $\sigma_{III} = 21$ kgf/mm².

Tabela 3

Oţelul (şarja) sau marca	σ_r, kgf/mm²	$\sigma_{0,2}$, kgf/mm²					σ_{10-30}, kgf/mm²				$\sigma^*_{r/100\,000}$, kgf/mm²	
	+20°C	20°C	350°C	400°C	450°C	482°C	350°C	400°C	450°C	538°C	400°C	450°C
A	94	80	66,5	63,5	58	—	58,5	41	24	—	—	—
B	96	83	72,5	66,0	58,5	—	60,5	43,5	24	—	—	—
35XHM	89,3	70,2	—	—	—	53,6	—	—	28	8,6	—	—
35Ni-Cr-Mo	90—110	80	54	—	—		—	—	—	—	32,5	24

*) Prin $\sigma_{r/100\,000}$ s-a notat rezistenţa de rupere relativă la o durată sub sarcină constantă de 100 000 h.

Distanţa de 50 mm între repere, la ambele epruvete, s-a marcat prin amprente de duritate Vickers pe două generatoare opuse, iar măsurarea variaţiei distanţei între repere s-a făcut cu o precizie de 1 μm la un microdurimetru de tip PMT 3, adaptat în acest scop.

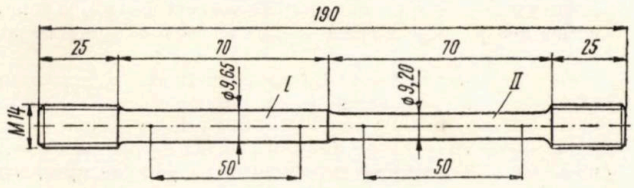


Fig. 8

Pe baza alungirilor specifice permanente, determinate din măsurările efectuate în cursul încercărilor, în figura 9 s-au trasat — în sistemul de axe dublu logaritmic — curbele de variaţie ε_p (t) ale oţelului din şarja *B*, corespunzătoare celor trei solicitări diferite şi temperaturii $T = 450°C$. Se vede că curba $\varepsilon_p(t)$, aferentă solicitării $\sigma_{III} = 21$ kgf/mm², se situează deasupra curbei obţinute pentru $\sigma_{II} = 22$ kgf/mm². Temperatura de încercare — controlată cu acelaşi instrument de măsură — fiind aceeaşi, se consideră că această neconcordanţă

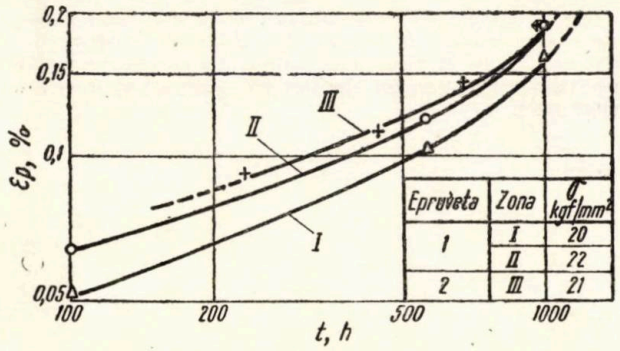


Fig. 9

relativ mică se datoreşte influenţei diferite asupra procesului de deformaţie la fluaj a celor două medii de încălzire distincte.

Valoarea limitei tehnice de fluaj $\sigma_{0,2/1000}$ s-a determinat cu ajutorul diagramei din figura 10 în care s-au trecut solicitările aplicate în funcţie de alungirile specifice permanente ε_p, produse de aceste solicitări după 1 000 h. Suprafaţa haşurată delimitează zona de dispersie a rezultatelor, iar prelungirea liniei mediane pînă la verticala abscisei $\sigma_p = 0,2\%$ deter-

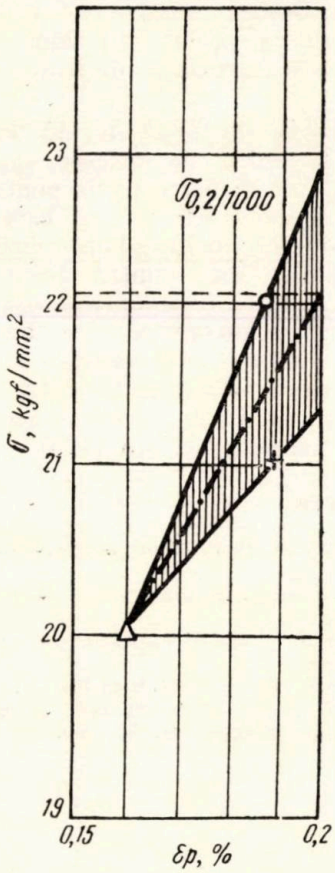


Fig. 10

mină valoarea medie a limitei tehnice de fluaj. Rezultatul obţinut poate fi scris :

$$\sigma_{0.2/1000} = 22 \pm 1 \text{ kgf/mm}^2$$

CONCLUZII

În urma tratamentului termic aplicat s-au obţinut caracteristici mecanice relativ ridicate, în special pentru temperatura normală. Într-o

măsură mai mică și limita de curgere tehnică la temperaturi ridicate a fost influențată favorabil de tratamentul termic. Încălzirea epruvetelor timp mai îndelungat, în cursul încercărilor de fluaj, a anulat parțial — cu atît mai mult cu cît temperatura a fost mai pronunțată — efectul favorabil al tratamentului termic.

Diagrama din figura 7 arată că limita tehnică de fluaj σ_{DVM} scade cu creșterea temperaturii mult mai pronunțat decît limita de curgere tehnică $\sigma_{0.2}$. Valoarea raportului $\sigma_{DVM} : \sigma_{0.2}$, care la 350°C este de 0,87, pentru șarja *A*, și 0,84, pentru șarja *B*, scade pentru temperatura de 450°C, la ambele șarje de oțel la 0,415.

Tabela 3 arată că limita de curgere $\sigma_{0.2}$ a oțelurilor indigene examinate a rezultat mai mare decît cea a oțelurilor similare străine. În schimb limita tehnică de fluaj σ_{DVM} determinată la 450°C, este sensibil inferioară valorii indicate pentru oțelul sovietic 35XHM.

Valoarea limitei tehnice de fluaj $\sigma_{0.2/1000}$, obținută pentru oțelul din șarja *B* la $T = 450$°C, este apropiată de limita tehnică de fluaj σ_{DVM}.

În încercările de lungă durată determinarea prealabilă a limitei de curgere $\sigma_{0.2}$ și apoi a limitei σ_{DVM} pot fi foarte utile pentru alegerea judicioasă a solicitărilor, prin care se reduce în mod considerabil volumul încercărilor. Trebuie însă menționat că, pentru temperaturi de peste 500°C, există o neconcordanță însemnată între rezultatele încercărilor de fluaj de lungă durată — $t \geqslant 1\,000$ h — și rezultatele încercărilor de scurtă durată — $t = 45$ h — [7]. Probabil că într-o măsură mai mică această neconcordanță există și la temperaturi sub 500°C.

BIBLIOGRAFIE

[1] Malinin N.N. *Procinost turbomașin.* Moscova, Mașghiz, 1962.

[2] x x x DIN 50117. Bestimmung der DVM-Kriechgrenze, iunie 1952.

[3] Sicicov M.F. *Metali v turbostroenii.* Moscova, Mașghiz, 1954.

[4] Roques C., Dubois Ch. și Bastien P. *Caracteristiques de fluage des aciers pour turbines à vapeur.* Revue de Metallurgie, nr. 3, 1955.

[5] x x x *ISO/TC 17 — 369 F. Projet de recomandation,* nr. 292. Essai interompu de fluage de l'acier à temperature elevée.

[6] x x x TGL 10976 — Gruppe 275. Prüfung von Stahl. Unterbrochener Kriechversuch bei erhöhten Temperaturen. DDR, Standard, 1961.

[7] Thum A. și Richard K. *100 000 h Zeitstandversuche bei 500°C an Stählen verschiedener Zusammensetzung,* Arhiv für das Eisenhüttenwesen, Heft 5/6, 1957.

ÉTUDE SUR LE COMPORTEMENT À TRACTION DE L'ACIER CR-NI-MO AUX TEMPÉRATURES DE 350, 400 ET 450°C

L'article contient la méthode appliquée et les résultats obtenus lors de la détermination de certaines caractéristiques mécaniques, aux hautes températures, de deux charges d'acier allié au Cr-Ni-Mo, préparées en vue de la fabrication en Roumanie du rotor d'une turbine à vapeur.

Les essais exécutés à la température normale ont donné des valeurs hautes pour la résilience et pour la limite conventionelle d'élasticité $\sigma_{0.2}$ ce qui a été la conséquence d'un traitement thérmique adéquat.

Il a été démontré que le chauffage prolongé des aciers examinés annule en grande partie l'effet favorable des traitements thermiques appliqués, fait mis en évidence par la diminuation marquée du rapport $\sigma_{DVM} : \sigma_{0.2}$ avec l'augmentation de la température.

En comparant la limite technique de fluage $\sigma_{0.2/1000}$ avec la limite technique de fluage σ_{DVM}, obtenue à la suite d'essais qui ont duré 45 heures, on obtient des valeurs proches; ceci prouve qu'au dessous de 450°C l'essai de fluage, de courte durée, est suffisamment concluant pour pouvoir apprécier la résistance à temperature elevée d'un acier allié à faible teneur du type de ceux dont il a été question.

TENSILE BEHAVIOUR OF CR-NI-MO STEEL AT TEMPERATURES OF 350, 400 AND 450°C

The paper covers utilized methodology and obtained results during investigation of mechanical characteristics at high temperatures for two charges of Cr-Ni-Mo alloy-steel, utilized in inland manufacturing for a certain type of turbine rotor.

Tests, performed at usual temperatures, showed high values for impact resistance and flow limit, due to an adequate heat treatment.

Performed investigations showed that long time heating of analysed steels counteracts to a great extent the favourable action of applied heat treatments, emphasized by the decrease of the $\sigma_{DVM} : \sigma_{0.2}$ ratio with temperature.

Comparison between $\sigma_{0.2/1000}$ technical flow limit and σ_{DVM} technical flow limit obtained by 45 hour tests showed close-range values; it follows that below 450°C short time flow test might be considered sufficiently conclusive for hot resistance estimation for the formerly analysed type of low-alloy steel.

Tratamentul termomecanic al oţelului 09 G 2

Ing. C. CIUCĂ, ing. C. ANDRONIC şi I. IVAŞCU
Institutul politehnic — Ga'aţi

CZ 669.14 : 621.785/.787

Unul dintre tratamentele actuale de mare perspectivă, care are ca scop obţinerea unui complex bun de caracteristici mecanice, este tratamentul termomecanic.

Rezultatele remarcabile obţinute pînă acum prin aplicarea tratamentului termomecanic justifică din plin continuarea studiilor în această privinţă.

În articolul de faţă autorii prezintă rezultatele experienţelor lor privind tratamentul termomecanic al oţelului 09 G 2, precum şi date asupra instalaţiilor folosite la efectuarea acestor experienţe.

După cum se ştie oţelul 09 G 2 face parte din grupa oţelurilor de construcţie slab aliate (C $\leqslant$ 0,12%; Si = 0,2 — 0,4%; Mn = 1,45 — 1,75%; Cr$\leqslant$0,3%; Ni$\leqslant$0,3%; Cu$\leqslant$0,3%; S$\leqslant$0,04%; P$\leqslant$0,04%) folosite la construcţia corpului navelor maritime. S-a ales pentru experimentare acest oţel deoarece în procesul tehnologic de prelucrare a corpului navei, oţelul 09 G 2 este supus unor prelucrări specifice tratamentului termomecanic, mai ales în timpul operaţiilor de fasonare la cald a tablelor [1].

Pentru a reproduce cît mai fidel condiţiile reale din şantier, s-a ales ca variantă de tratament termomecanic „tratamentul termomecanic la temperaturi superioare" (TTMTS), care schematic constă din: încălzire rapidă la temperaturi superioare punctului Ac_3 — deformare plastică — călire.

Descrierea instalaţiei. Pentru experimentare s-a folosit o instalaţie a cărei schemă de principiu este reprezentată în figura 1. Epruveta *1* supusă TTMTS este fixată, prin filet, în două bare din cupru *2* şi *3* susţinute de un cadru metalic format din montanţii *4* şi *5* şi traversele *6* şi *7*. Ambele bare de cupru sînt izolate electric faţă de cadru prin intermediul a două bucşe de textolit.

În vederea reglării instalaţiei, precum şi a montării şi demontării epruvetelor, barele de cupru sînt prevăzute cu piuliţele *8* şi *9* aşezate după necesităţi. Legătura epruvetelor la reţeaua electrică se realizează cu ajutorul a două cabluri fixate la capetele *10* şi *11* ale barelor de cupru, prin intermediul unor cleme.

Menţinerea poziţiei verticale, precum şi consolidarea instalaţiei se obţin prin fixarea cadrului de placa de bază *12*.

Epruveta se deformează cu un mecanism montat într-o carcasă *13* pe traversa superioară *7*. Mecanismul este astfel conceput încît acesta solicită barele de alimentare, deci şi epruvetele, numai la întindere. În carcasa mecanismului sînt montate două prisme teşite oblic care îndeplinesc următoarele funcţii: prisma *14*, deplasabilă pe ghidaje orizontale, are rolul de a transforma mişcarea de rotaţie primită de la şurubul *15* în mişcare de translaţie, în timp ce prisma *16*, deplasabilă pe ghidaje verticale, transmite mişcarea barelor de alimentare. Mecanismul este acţionat de motorul electric reversibil M_1 (0,6 kW, 1 410 rot/min) şi a cutiei de viteze *CV*. Pornirea, reversarea şi oprirea motorului se realizează automat, în funcţie de regimul TTMTS. Gradul de deformare se stabileşte prin fixarea prealabilă a distanţei h între piuliţa de reglare *17* şi traversa *7*.

În momentul reducerii la zero a acestei distanţe, piuliţa de reglare acţionează asupra unui limitator care produce oprirea şi reversarea motorului electric.

Epruveta se călеşte cu un stropitor *18* deplasabil pe montanţii *4* şi *5*, alimentat cu apă sub presiune prin intermediul conductei *19*, iar apa necesară călirii este furnizată de o pompă centrifugă (Q = 8 m³/h, H = 100 m), acţionată de un motor electric de 7,8 kW şi 2 890 rot/min.

Pentru alimentarea epruvetei cu curent electric s-a folosit un transformator pentru sudat bolţuri avînd caracteristicile: 148 kVA, 1 000 A, 40 V.

Intrarea în funcţiune a transformatorului, a mecanismului de deformare a epruvetei şi a electropompei este automatizată. Schema de comandă a întregii instalaţii este reprezentată în figura 2.

Modul de funcţionare a instalaţiei electrice. La apăsarea butonului $1B$ se alimentează bobina contactorului $1C$ şi se închid astfel contactele $1C1$ şi $1C2$ din circuitul primar al transformatorului *Tr*, contactul de menţinere $1C3$ şi contactul $1C4$, din circuitul releului de temporizare R,

prin intermediul căruia se stabileşte durata încălzirii epruvetei. Acesta, după încălzirea epruvetei, deschide contactul *R1*, aşa încît are loc întreruperea alimentării bobinei 1*C*, deschiderea contactelor 1*C*1, 1*C*2 şi 1*C*3 şi deci întreruperea alimentării transformatorului *Tr*.

După încălzirea epruvetei urmează punerea în funcţiune a motorului *M1* al mecanismului de deformare a epruvetei. Schema electrică de acţionare a acestui motor electric este astfel întocmită, încît motorul îşi schimbă automat sensul de rotaţie în momentul realizării unui

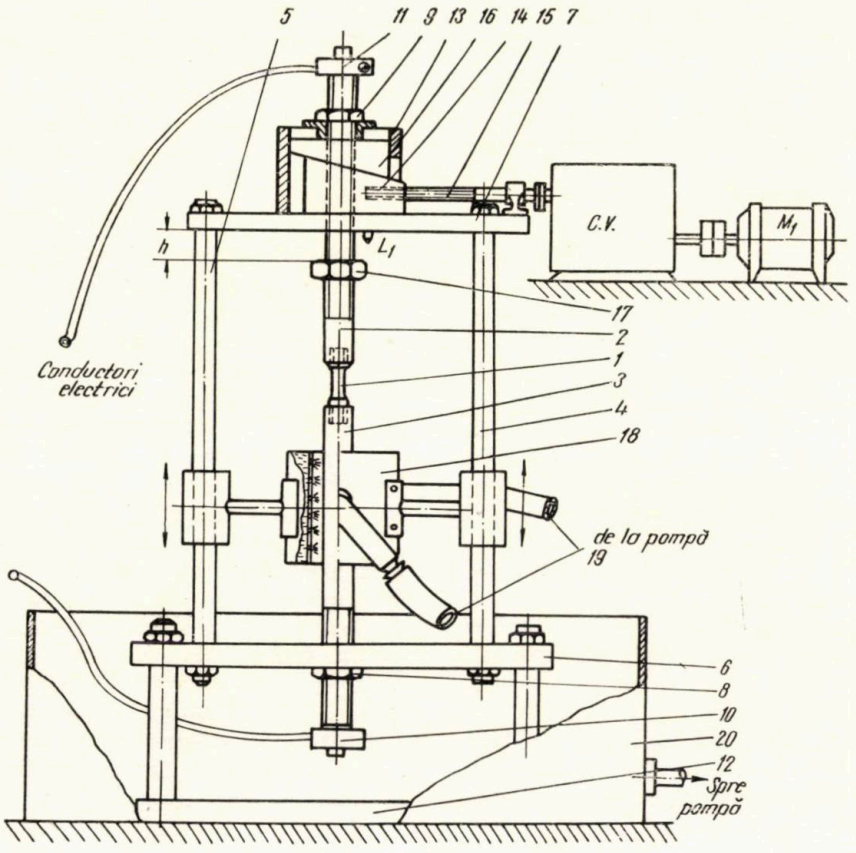


Fig. 1

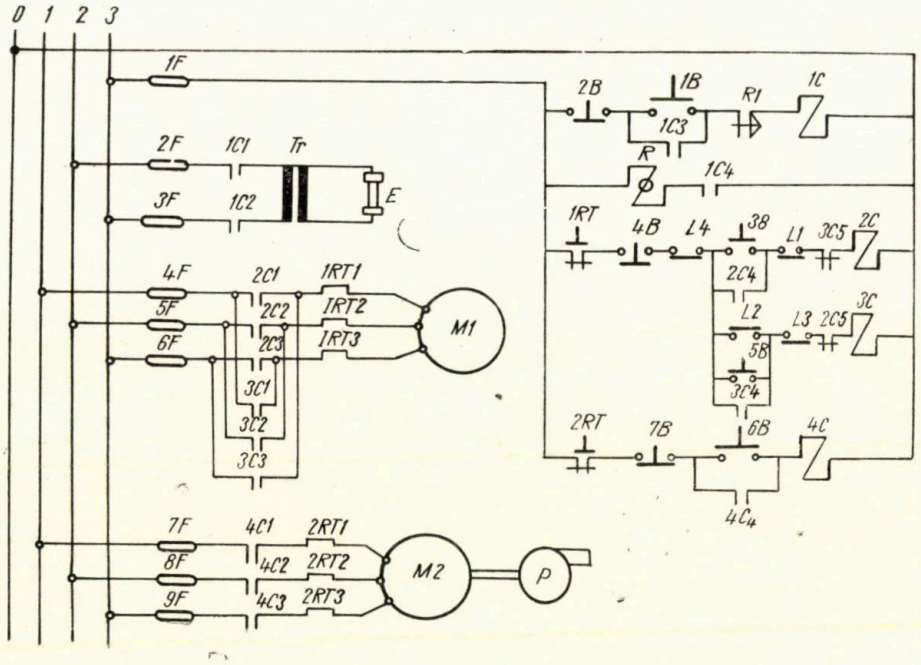


Fig. 2

anumit grad de deformare. La pornirea motorului în sens direct, prin apăsarea butonului $3B$, se alimentează bobina contactorului $2C$ și se închid astfel contactele $2C1$, $2C2$, $2C3$ și $2C4$ și se deschide contactul $2C5$. Contactele $2C1$, $2C2$ și $2C3$ închid circuitul de alimentare a motorului în sens direct așa încît începe procesul de deformare a epruvetei. Închiderea contactului $2C4$ asigură alimentarea motorului după eliberarea butonului $3B$.

Motorul funcționează în sens direct pînă cînd piulița de reglare *17* (fig. 1) apasă limitatorul de cursă *L1*, care este un limitator dublu cu două elemente întrerupătoare. La apăsarea limitatorului *L1* are loc întreruperea alimentării bobinei $2C$, deschiderea contactelor $2C1$, $2C2$ și $2C3$ așa încît motorul se oprește. La aceeași apăsare se închide limitatorul *L2* și se alimentează astfel bobina contactorului *3C*. Se închid atunci contactele $3C1$, $3C2$, $3C3$ și $3C4$ și se deschide contactul normal închis $3C5$. Contactele $3C1$, $3C2$ și $3C3$ reînchid circuitul de alimentare a motorului în sens invers. Contactul $3C4$ menține alimentarea motorului după ce limitatorul L2 se deschide.

Motorul $M1$ se rotește în sens invers pînă cînd piulița *17* ajunge în poziția inițială, cînd aceasta apasă pe limitatorul *L3* și-l deschide. Ca urmare, se întrerupe alimentarea contactorului $3C$, care se deschide din acest motiv, și se oprește astfel motorul $M1$. Limitatorul de siguranță *L4* este așezat imediat după limitatorul *L3* pentru a fi deschis în cazul în care *L3* nu s-a deschis. La funcționarea automată, butoanele $4B$ și $5B$ nu sînt folosite deoarece rotirea în sens invers și oprirea motorului se execută automat datorită limitatoarelor *L1* și *L3*. Aceste butoane se folosesc la reglarea instalației, precum și în caz de avarie sau pericol. Contactul normal închis $1RT$ al releului termic se află, ca și limitatorul *L4* și butonul $4B$, pe porțiunea comună de alimentare a contactoarelor $2C$ și $3C$ spre a putea întrerupe această alimentare și a opri astfel motorul în cazul în care în circuitul de alimentare a motorului apare un curent de suprasarcină.

Contactele $2C5$ și $3C5$ realizează interblocarea, excluzînd un scurtcircuit pe circuitul de alimentare a motorului atunci cînd ar fi acționate concomitent contactoarele $2C$ și $3C$.

După încălzire și deformare urmează călirea epruvetei cu apă curentă. Stropitorul este alimentat de la o pompă centrifugă acționată de motorul $M2$ care se pornește manual prin apăsarea butonului $6B$. Cînd butonul $6B$ se închide, se alimentează bobina contactorului $4C$ și se închid contactele $4C1$, $4C2$, $4C3$ și $4C4$. Contactele $4C1$ $4C2$ și $4C3$ închid circuitul de alimentare al motorului, iar contactul $4C4$ menține alimentarea contactorului $4C$ după eliberarea butonului $6B$.

Motorul $M2$ se oprește apăsîndu-se butonul $7B$. Protecția motorului pompei împotriva supracurenților este asigurată de releul termic $2RT$.

Circuitele de automatizare sînt alimentate la 220 V prin siguranța $1F$.

Modul de lucru. Pentru experiențe s-au folosit două serii de epruvete cilindrice filetate, extrase prin frezare din aceeași tablă, orientate paralel și perpendicular față de direcția laminării.

Înaintea aplicării TTMTS epruvetele au fost supuse unui tratament de normalizare pentru a se elimina efectul ecruisării și, prin aceasta, suprapunerea condițiilor „tratamentului termomecanic prealabil" peste TTMTS [2], [3]. Aplicarea normalizării este necesară deoarece în condițiile încălzirii rapide pînă în domeniul austenitic, efectul ecruisării se menține din cauză că recristalizarea în domeniul γ se produce mult mai încet decît în domeniul α.

Epruvetele s-au încălzit electric, folosind o densitate de 12 A/mm^2. Viteza de încălzire a epruvetei în intervalul Ac_1—temperatura TTMTS este de 25°C/s. După atingerea temperaturii de regim care a fost aceeași pentru toate gradele de deformare (950°C) se pune în funcțiune motorul mecanismului de deformare, care produce deformarea epruvetei cu viteza medie de deformare de 12 mm^2/s. Gradul de deformare s-a determinat cu relația:

$$E = \frac{S-s}{S} 100,$$

în care:

S este secțiunea inițială a epruvetei, mm^2;

s — secțiunea finală a epruvetei, mm^2.

Datorită automatizării instalației durata unui ciclu complet de încălzire, deformare și călire este de 50 s.

După aplicarea TTMTS, materialului i s-au determinat caracteristicile de rezistență și plasticitate. Rezultatele obținute sînt arătate în figurile 3, 4, 5, 6, 7 și 8 (fig. 3 — Rezistența la rupere a epruvetelor perpendiculare pe sensul laminării; fig. 4 — Rezistența la rupere a epruvetelor paralele cu sensul laminării; fig. 5 — Gîtuirea la rupere a epruvetelor perpendiculare pe sensul laminării; fig. 6 — Gîtuirea la rupere a epruvetelor paralele cu sensul laminării; fig. 7— Alungirea reală a epruvetelor perpendiculare pe sensul laminării; fig. 8 — Alungirea reală a epruvetelor paralele cu sensul laminării: *a*— recopt la 930°C; *b* — normalizat de la 950°C; *c*— încălzit electric — deformat — răcit în aer; *d*— încălzit electric—deformat—călit apă la 20°C).

La ambele serii de epruvete după aplicarea tratamentului termic de normalizare, se constată o creștere a rezistenței la rupere în raport cu epruvetele recoapte. Acest lucru este o consecință a proceselor de recristalizare și de redistribuire a constituenților metalografici, așa cum rezultă din compararea structurilor reprezentate în figurile 9 (Recoacere de la 950°C, × 270) și 10

(Încălzire în cuptor şi normalizare de la 950°C, × 270). În ambele cazuri această creştere este sensibil egală, şi anume de 9%.

Ca bază de comparaţie şi interpretare a rezultatelor aplicării TTMTS s-au luat indicii de rezistenţă şi plasticitate obţinuţi prin aplicarea următoarei variante de tratament termomecanic : încălzire rapidă în domeniul γ — deformare plastică — normalizare.

Prin încălzire electrică în domeniul γ, urmată de răcire în aer liniştit, se obţine o creştere a rezistenţei la rupere de circa 13% în raport cu epruvetele recoapte. Acest lucru se poate explica prin creşterea rolului vitezei de apariţie a centrelor de recristalizare în condiţiile încălzirii rapide [4]. Ca urmare a acestui fapt structura obţinută prin încălzire electrică şi răcire în aer liniştit este mai fină în raport cu starea de normalizare obişnuită (fig. 11 — Încălzire electrică şi normalizare de la 950°C, × 270). Prin aplicarea tratamentului termomecanic rezistenţa la rupere se măreşte pe măsura creşterii gradului de deformare aşa încît la grade mari de deformare creşterea rezistenţei la rupere este de 25%, pentru epruvetele longitudinale, şi de 12%, pentru cele transversale pe direcţia laminării, dacă se ia ca bază de comparaţie starea de normalizare.

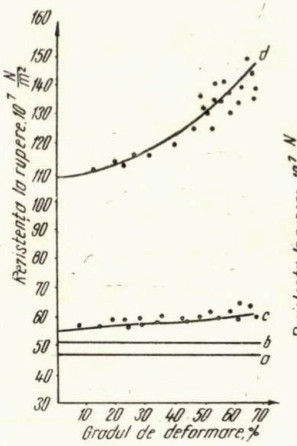


Fig. 3

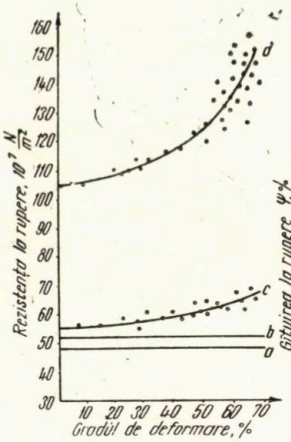


Fig. 4

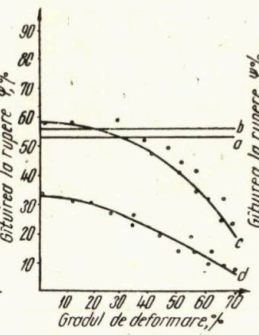


Fig. 5

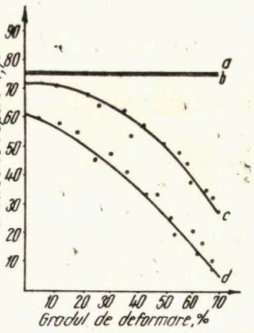


Fig. 6

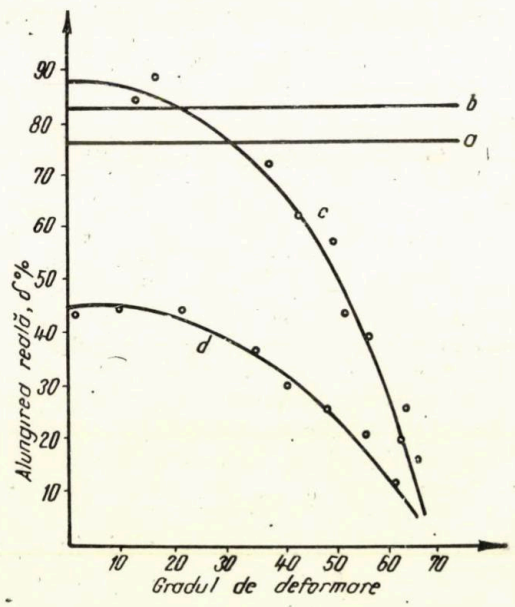


Fig. 7

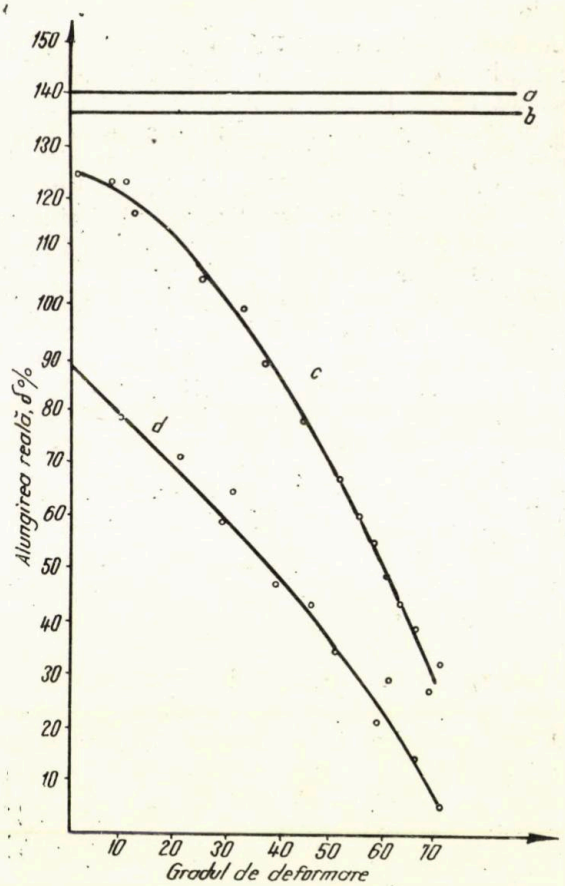


Fig. 8

Din punct de vedere metalografic structurile obţinute în condiţiile aplicării acestui tratament sînt comparabile cu cele obţinute prin normalizare. În cazul unor grade de deformare de 20 şi de 60% din microstructuri se observă că

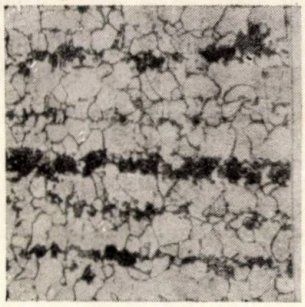


Fig. 9

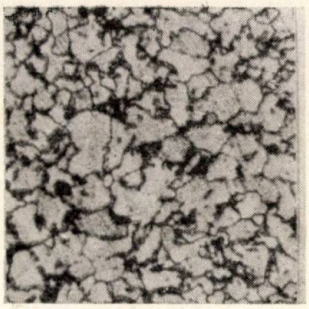


Fig. 10

procesul de refacere a formei grăuntelui cristalin se dezvoltă complet, iar cel de „coalescenţă" în condiţiile expuse, nu se poate desfăşura pînă la capăt (fig. 12 — Încălzire electrică, deformare 20% şi normalizare, × 270; fig. 13 — Încălzire electrică, deformare 60% şi normalizare, × 270) aşa încît în ansamblu, gradul de dispersie al constituenţilor metalografici este mai mare în raport cu structura obţinută prin normalizare obişnuită [5].

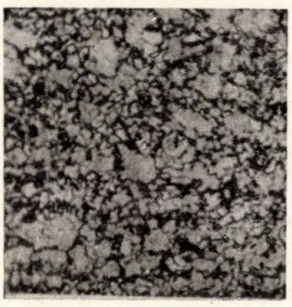


Fig. 13

Fig. 14

Prin aplicarea TTMTS (încălzire electrică — deformare — călire) creşterea rezistenţei la rupere este foarte pronunţată în raport cu starea normalizată. În figurile 3 şi 4 se vede că prin creşterea gradului de deformare rezistenţa la rupere creşte monoton şi atinge o valoare maximă la grade mari de deformare, la epruvetele longitudinale fiind de 290%, în raport cu starea normalizată, şi de 42,6%, în raport cu rezistenţa la rupere obţinută la epruvetele călite şi nedeformate. Această influenţă a TTMTS poate fi corelată cu transformările ce se produc în material în timpul tratamentului. Toate structurile de călire analizate (fig. 14, 15, 16, 17, 18) reprezintă un amestec de produse de tip perlitic, bainită şi martensită, deoarece, din cauza stabilităţii reduse a austenitei, transformările se produc cel puţin parţial, la temperaturi la care are loc difuziunea carbonului.

La oţelul încălzit electric şi călit (fig. 14 — în călzire electrică şi călire, × 450; fig. 15 — în călzire electrică şi călire, × 1 000) se observă, în comperaţie cu oţelul călit obişnuit (fig. 16 — încălzire în cuptor şi călit de la 950°C, × 1 000)

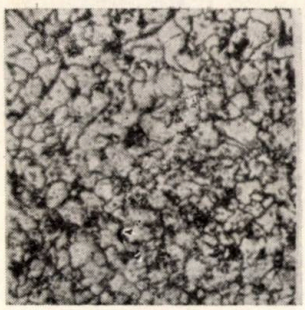


Fig. 11

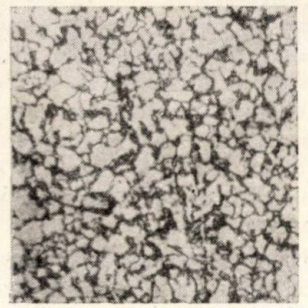


Fig. 12

o tendinţă de creştere a cantităţii de ferită preeutectoidă ce se poate explica prin micşorarea gradului de stabilitate a austenitei, specific austenitei neomogene obţinute prin încălzire rapidă şi menţinere redusă la temperatura de tratament

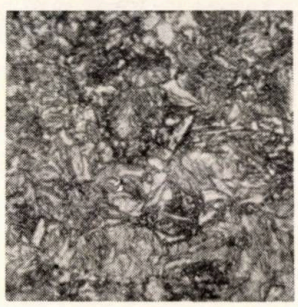


Fig. 15

Fig. 16

termic. De remarcat că la grade mici de deformare cantitatea de ferită preeutectoidă se măreşte şi mai mult (fig. 17 — încălzire electrică, deformare 20% şi călire, × 1 000) în timp ce la

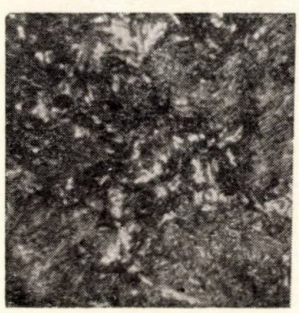


Fig. 17

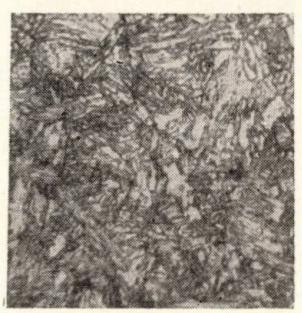


Fig. 18

grade mari de deformare gradul de dispersie este foarte omogen pe secţiune (fig. 18 — încălzire electrică, deformare 60% şi călire, × 1 000).

Trebuie de menţionat totuşi că aceste mici deosebiri de structură nu pot constitui singure

cauza creşterii atît de mari a rezistenţei la rupere [2].

În ceea ce priveşte influenţa TTMTS asupra gîtuirii la rupere Ψ, din experienţe rezultă că prin încălzire electrică şi răcire în aer gîtuirea la rupere se măreşte la epruvetele transversale în timp ce la epruvetele longitudinale se constată o mică reducere (fig. 5, 6). Prin creşterea gradului de deformare la ambele serii de epruvete gîtuirea la rupere se micşorează, valorile absolute menţinîndu-se la un nivel destul de ridicat chiar în cazul gradelor mari de deformare (20% pentru epruvetele transversale şi 28% pentru cele longitudinale).

Prin călirea epruvetelor deformate plastic, gîtuirea la rupere se micşorează o dată cu creşterea gradului de deformare. De remarcat este că la grade mici de deformare gîtuirea la rupere este mult mai mare la epruvetele longitudinale în raport cu cele transversale. Din comparaţia diagramelor din figurile 5 şi 6 rezultă că textura de laminare are un caracter ereditar, puternic exprimat în cazul epruvetelor călite.

Pentru determinarea corelaţiei dintre TTMTS şi alungire, autorii, avînd în vedere gîtuirea pronunţată a epruvetelor, au luat în considerare alungirea reală determinată cu relaţia :

$$l = \int_{l_0}^{l_f} \frac{dl}{l} = \ln \frac{l_f}{l_o} = 1n \frac{A_0}{A},$$

în care :

l_0 este lungimea iniţială, mm;

l_f — lungimea finală, mm.

În general, prin călire după încălzire rapidă şi deformare plastică, alungirea reală se micşorează cînd gradul de deformare se măreşte (fig. 7 şi 8). La epruvetele transversale la gradele de deformare sub 20% alungirea reală depăşeşte alungirea materialului recopt şi normalizat obişnuit.

BIBLIOGRAFIE

[1] Sgrumala M., Ciucă C. şi Marinescu A.: *Îndreptarea la cald a deformaţiilor corpului navei. Influenţa încălzirii asupra proprietăţilor oţelului 09* G 2. Construcţia de maşini, nr. 9, 1964.

[2] Bernştein M. L. şi N. Drăgan: *Tratamentul termomecanic al ţevilor laminate la rece.* Metalurgia, nr. 4, 1965.

[3] Guliaev A. P. şi Lozinskii M. G.: *Lucrările Conferinţei „Tratamentul termomecanic al oţelului".* Moscova, octombrie, 1963.

[4] Guliaev A. P. : *Tratamentul termic al oţelului.* Editura tehnică, 1964.

[5] Sassu N. *Tratamentul termomecanic la temperaturi superioare (TTMTS) — metodă eficientă pentru îmbunătăţirea proprietăţilor mecanice şi a structurii oţelurilor întrebuinţate în construcţia de maşini.* Metalurgia, nr. 3, 1966.

LE TRAITEMENT THERMOMÉCANIQUE DE L'ACIER 09G2

Quoique l'acier 09G2 soit un acier allié à faible teneur et à pourcentage réduit de carbone, il peut être influencé par un traitement thermomécanique exécuté aux températures supérieures ; en appliquant un traitement adéquat, on obtiendra un ensemble de propriétés mécaniques proches de celles des aciers alliés.

Pour l'aplication du traitement thermomécanique aux températures supérieures, il n'est pas nécessaire que la déformation des aciers dans le domaine de l'austénite stable soit réalisée de telle manière que la durée de la déformation plastique et du refroidissement ultérieur ne dépasse pas le temps qui correspond au début de la transformation de l'austénite. Il en résulte qu'il y a d'autres aciers aussi qui présentent une stabilité réduite de l'austénite et qui peuvent subir ce type de traitement thermique.

HEAT AND MECHANICAL TREATMENT OF 09G2 STEEL

09G2 steel, through low-alloy and low-carbon, is very sensitive to heat and mechanical treatment at high temperatures ; a whole of mechanical properties, similar to alloy steel, may be obtained by appropriate treatment.

For heat and mechanical treatment at high temperatures, deformation of steel in the domain of stable austenite should not be necessarily carried out so that plastic deformation and consequent cooling outrun the time of austenitic transformation. It follows that this type of heat treatment may suit also other steels, with low austenitic stability.

Experimentarea aparatului „Henricot-Annalys" — Belgia pentru determinarea hidrogenului din oţeluri carbon şi slab aliate

Ing. O. NEGRUŞ

CZ 669.15 – 194.2 : 669.788 : 543.061

INCERC

Majoritatea aparatelor pentru determinarea hidrogenului din oţeluri funcţionează pe principiul difuziei în vid a acestui gaz, la temperaturi cuprinse între 650 şi 1 100° C. Utilizarea vidului în scopuri analitice impune existenţa unei aparaturi complicate şi etanşe, a unor pompe corespunzătoare şi a unor dispozitive exacte pentru măsurarea volumului de gaze şi, eventual, pentru separarea hidrogenului de alte gaze. Excepţie de la această regulă face numai aparatul simplu cu difuzie în vid la 650° C, cu colectarea gazelor în spaţiul cuptorului, construit şi asamblat la ICEM.

Aparatul construit de firma „Henricot-Annalys" funcţionează pe principiul difuziei hidrogenului sub coloana de mercur la 300° C, fără vid, deoarece tensiunea parţială minimă a acestui gaz din mediul înconjurător permite şi aici o dehidrogenare avansată a probei. Din cauza temperaturii scăzute de lucru, durata de extracţie se prelungeşte la 3 h, pentru a obţine 85 — 90% din cantitatea de hidrogen găsită prin metoda difuziei în vid la 650° C în decurs de 30 min. În acelaşi timp, după observaţiile constatate la 300° C nu se observă formarea cantităţilor suplimentare de hidrogen în urma reacţiei dintre umiditate şi suprafaţa incandescentă a probei ($H_2O + Fe \rightleftarrows FeO + H_2$) care decurge intens la 650° C şi deformează rezultatele obţinute prin metoda cu menţinere a gazelor în spaţiul cuptorului, dacă nu se folosesc substanţe deshidratante şi dacă suprafaţa probelor nu se curăţă de oxizi.

Construcţia aparatului „Henricot" este simplă, fiind compus din trei biurete din sticlă cu robineţi în partea superioară, care sînt cufundate la adîncimea de cîţiva centimetri într-o baie de mercur. În partea superioară, biuretele sînt gradate în mililitri, pentru măsurarea volumului de hidrogen colectat, şi în milimetri liniari, pentru măsurarea coloanei de mercur. Umplerea biuretelor cu mercur se face prin aspiraţie cu pompa de vid sau de apă. În acest scop există o conductă comună cu trei ştuţuri care leagă biureta cu ajutorul tubului de cauciuc. Peste porţiunea biuretelor, unde ele se îngustează şi unde se va opri proba din oţel, se potriveşte placa mobilă cu cuptoare, se dă drumul la curent şi după 30 min aparatul este gata de funcţionare (fig. 1 : *1* — robinet ; *2* — probă ; *3* — cuptor ; *4* — biuretă ; *5* — baie cu mercur).

Proba turnată din oţel se scoate din termos cu lichidul de răcire, se aduce la temperatura ambiantă în alcool, se degresează în eter şi se usucă sub curent de aer, toate aceste operaţii durînd circa 10 min. După aceea proba se introduce sub mercur în biuretă cu ajutorul cleştelui, fără a se introduce aer, apoi biureta se lasă la loc. În acelaşi timp se pot face trei determinări, care durează 3 h. Lungimea probelor se alege de 20 — 30 mm, iar diametrul între 12 şi 7 mm. Probele mai subţiri de 9 mm se prevăd cu aripioare din sîrmă de fier, cu conţinutul de hidrogen verificat, pentru a fi menţinute în zona cuptorului. Aparatul poate să fie utilizat numai pentru analiza oţelurilor carbon şi slab aliate, deoarece la fonte şi oţeluri înalt aliate se obţin rezultate incomplete, din cauza temperaturii de lucru prea scăzute.

Conţinutul de hidrogen din oţel se calculează după formula (fig. 2 : *1* — probă ; *2* — biuretă ; *3* — baie cu mercur) :

$$\text{X cm}^3\ H_2/100\ \text{g metal} = \frac{V \cdot \frac{P-a}{760} \cdot \frac{100}{M} \cdot \frac{273}{273+t}}{\text{coeficient}},$$

unde : V reprezintă volumul de H_2 citit, în cm³ ; P — presiunea atmosferică, în mm Hg ; a — înălţimea coloanei de Hg, în mm ; t — temperatura ambiantă ; M — greutatea probei, în g.

Coeficientul de la numitor are valoarea 0,85, pentru conţinuturi de H_2 sub 8 cm³/100 g, şi 0,90, pentru conţinuturi mai mari.

Rezultatele obţinute cu acest aparat au fost comparate cu rezultatele aparatului construit la ICEM, etalonat după metoda completă a

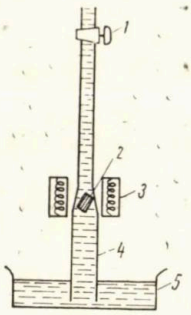


Fig. 1

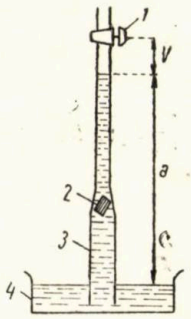


Fig. 2

topirii în vid (tabela 1). S-a constatat că rezultatele au fost destul de apropiate pentru conţinuturi normale de hidrogen (pînă la 8 cm³/100 g), iar pentru conţinuturi mai mari, aparatul ICEM a furnizat rezultate mai reproductibile.

Tabela 1

Tipul oţelului	Tipul probei	H_2,cm³/100 g* cu aparatul	
		ICEM	Henricot
Oţel carbon (0,2%)	— forjată, tratată termic	0,45	0,50
Oţel carbon (0,3%)	— turnată, călită păstrată 2 h fără congelare	5,27	5,13
Oţel 13 Cr, 1 Ni, 1 Cu**	— turnată, călită congelată	10,00	10,50
Oţel 13 Cr, 1 Ni, 1 Cu	— turnată, călită congelată	12,00	12,50

* Rezultat mediu pentru trei determinări.
** Prin metoda topirii în vid s-au obţinut 9,9 cm³ H_2/100 g.

În concluzie, aparatul „Henricot Annalys" are o precizie acceptabilă a rezultatelor, se manipulează şi se întreţine uşor, însă are durata de analiză prea mare, produce mediul toxic din cauza vaporilor de mercur şi este mult prea scump. Din cauza acestor considerente, exploatarea aparatelor de tipul ICEM este mult mai avantajoasă. Pentru atenuarea acţiunii toxice a vaporilor de mercur, aparatele „Henricot" trebuie să funcţioneze în încăperi separate, cu ventilatoare puternice la nivelul podelei, acoperită prin lipire cu material plastic. Personalul care deserveşte acest aparat nu trebuie să stea în încăperea respectivă mai mult de strictul necesar.

L'EXPÉRIMENTATION DE L'APPAREIL „HENRICOT – ANNALYS" – BELGIQUE POUR LA DÉTERMINATION DE L'HYDROGÈNE CONTENU DANS LES ACIERS AU CARBONE ET LES ACIERS ALLIÉS À FAIBLE TENEUR

On décrit le fonctionnement de l'appareil „Henricot — Annalys" lors de la détermination de l'hydrogène contenu dans les aciers au carbone et les aciers alliés à faible teneur par comparaison avec l'appareil de type ICEM (Institut roumain de recherches métalurgiques).

TESTING OF A „HENRICOT – ANNALYS" – BELGIUM DEVICE FOR HYDROGEN ESTIMATION IN CARBON AND LOW-ALLOY STEELS

The paper prezents working method of a „Henricot — Annalys" device for hydrogen estimation in carbon and low-alloy steels, in comparison with the ICEM device.

Scopul cercetării operaţionale în întreprinderi

Ing. T. ȚECU
Ministerul Industriei Metalurgice

CZ 338.06.001.89

Aplicarea concluziilor rezultate din studiile întocmite în 1967, privind îmbunătăţirea metodelor de organizare, au dus la creşterea eficienţei economice şi, ca atare, la dezvoltarea acestei activităţi în toate întreprinderile coordonate de M.I.M.

Complexitatea continuă a producţiei reclamă însă cunoştinţe multiple, ceea ce îngreuiază conducerea unei întreprinderi numai pe baza experienţei acumulate şi, de aceea, unele probleme, deşi nu se deosebesc ca formă, totuşi au conţinut diferenţiat şi necesită cercetarea prin metode ştiinţifice (cercetare operaţională) cu ajutorul specialiştilor din afară, în colaborare cu cei din întreprinderi.

Astăzi, în S.U.A., mai mult de o treime din întreprinderile mari folosesc cercetarea operaţională. Societatea americană de cercetări operaţionale, înfiinţată în 1953, numără cîteva mii de cercetători; în Marea Britanie societatea de cercetări operaţionale, fondată în 1954, are peste 1 000 de cercetători. La fel şi alte ţări dezvoltate din Europa şi Asia.

Acţiunea de organizare ştiinţifică solicită cadrelor înalt calificate din întreprinderi, institute, organe centrale etc. preocupare faţă de cercetarea aspectelor importante, de soluţionarea strangulărilor existente în unele locuri de muncă, pentru creşterea eficienţei economice.

Problemele importante care trebuie cercetate se împart în două grupe:

— de perspectivă (în funcţie de dezvoltarea unităţii în viitor), subordonate conducerilor;

— operative (din compartimentele unde se desfăşoară procesul de producţie), subordonate serviciilor, secţiilor, atelierelor etc.

Studierea acestora trebuie făcută, în primul rînd, pe baza observaţiei modului cum se desfăşoară activitatea, în vederea depistării lipsurilor şi, în al doilea rînd, pe baza metodei comparative cu realizările unor întreprinderi similare din alte ţări dezvoltate industrial. Aceasta duce la măsuri, constituind practic problemele operative, care, preluate şi rezolvate de compartimentele de producţie, duc la îmbunătăţirea (în etape) a sarcinilor de plan.

Cercetarea operaţională necesită, în primul rînd, specialişti şi o evidenţă primară corectă, în al doilea rînd, o dotare corespunzătoare cu maşini electronice de calcul, pentru verificarea modelelor stabilite şi definitivarea soluţiilor.

Recurgerea la cercetarea operaţională se recomandă întreprinderilor mari, complexe, centralelor industriale, întrucît conducerea acestora devine din ce în ce mai complicată, avînd multe necunoscute care influenţează desfăşurarea în bune condiţii a activităţii. În acest caz se recurge la un „model matematic", asupra căruia se acţionează prin variaţia unor factori care influenţează sistemul.

Întrucît toţi factorii cunoscuţi şi necunoscuţi se măsoară în unităţi de măsură diferite, aceştia trebuie aduşi la o singură măsură, eficacitatea, care ţine seamă de aportul parţial al tuturor factorilor în ansamblu.

Sînt multe probleme care necesită studii şi cercetări şi care, rezolvate, vor aduce o îmbunătăţire substanţială a eficienţei economice.

La Uzina metalurgică — Iaşi, colectivul studiază posibilităţile schimbării procesului tehnologic prin înlocuirea actualei metode de sudură a ţevilor sudate longitudinal, prin rezistenţă, cu metoda de sudură prin inducţie, care permite creşterea vitezei de sudură de circa două ori şi obţinerea unor ţevi de calitate superioară.

De asemenea, la aceeaşi uzină s-au studiat posibilităţile de laminare a ţevilor la toleranţe negative, reuşindu-se să se facă economie de metal, care a permis depăşirea volumului de beneficii pe 1967 cu circa 13 mil. lei

Pentru problemele importante, în majoritatea uzinelor (C.S.H., C.S.R., C.S.G.), studiile întocmite au fost prezentate în faţa consiliilor tehnico-ştiinţifice unde, prin participarea activă a compartimentelor de specialitate, studiile au fost îmbunătăţite. Unele din acestea au fost supuse consiliului tehnic ştiinţific din minister, în special cînd s-au cerut fonduri de investiţii. Astfel, studiul privind optimizarea programării producţiei laminorului de tablă groasă de la Galaţi a fost supus consiliului tehnico-ştiinţific din Ministerul Industriei Metalurgice la care au participat şi proiectanţii,

urmînd ca, prin realizarea măsurilor propuse, producţia de tablă groasă să crească cu 20 — 30 % faţă de capacitatea proiectată.

Formele şi conţinutul problemelor importante de cercetat sînt diferite în funcţie de mărimea şi complexitatea întreprinderilor, cum ar fi : stocurile, desfacerea şi aprovizionarea, transporturile, asimilările etc.

Folosirea raţională a forţelor de producţie necesită determinarea stocurilor pentru asigurarea unei programări judicioase a producţiei şi onorarea în termen a contractelor încheiate.

La C.S.—Reşiţa s-a întocmit o lucrare în colaborare cu ICEM, prin care s-au determinat stocurile optime de lingouri şi blumuri, pentru laminorul reversibil.

S-a folosit metoda statistico-matematică, determinînd statistic abaterile de aprovizionare şi de laminare şi stocul optim pentru asigurarea programului de laminare proiectat.

Modelul matematic stabilit a fost simulat cu ajutorul metodei Monte-Carlo, obţinîndu-se un nivel optim al stocului cu 50 % mai redus decît cel existent. Aplicarea s-a făcut la blumurile de oţel UIC în perioada trimestrelor II, III, IV 1967, cu rezultate satisfăcătoare.

Organizarea activităţii de transporturi, ţinîndu-se seama de folosirea raţională a parcului de vagoane şi a reţelei de depozite, poate fi rezolvată matematic, fiind o problemă de şiruri de aşteptare, stabilindu-se, în final, fie creşterea reţelei de depozite centralizate, care să servească majoritatea beneficiarilor dintr-un sector teritorial, fie mărirea parcului mijloacelor de transport.

Lucrările mari de construcţii-montaj trebuie executate prin folosirea metodei grafelor, ceea ce poate duce la folosirea raţională a forţelor de producţie, creîndu-se posibilităţi de aprovizionare ritmică a necesarului de materiale şi respectarea termenului final de punere în funcţiune.

La I.C.S. — Hunedoara lucrările pentru montarea blumingului de 1 300 s-au desfăşurat pe bază de grafic, folosindu-se pentru aceasta calculatorul electronic de la C.S. — Hunedoara ; s-a uşurat astfel activitatea pe şantier, iar obiectivul a fost dat în folosinţă la termenul planificat.

Se cercetează ca programarea lucrărilor după metoda drumului critic să fie aplicată şi la I.C.M.S. — Galaţi, folosind calculatoarele de la C.S. — Galaţi, ceea ce va duce la îmbunătăţirea activităţii, asigurîndu-se astfel intrările obiectivelor în producţie la termenele planificate.

În colaborare cu ICEM, se cercetează programarea optimizată a laminatelor uşoare din siderurgie. Studiul va fi terminat în sem. II 1968, după care se va continua cu cercetarea programării optimizate şi a altor produse.

S-a cercetat de către ICEM tema : „Folosirea calculului matricial pentru elaborarea lucrărilor de plan la un combinat siderurgic". Modelul matricial întocmit a fost experimentat pentru propunerile planului preţului de cost la C.S. — Reşiţa, unde s-a lucrat în paralel cu colectivul de planificare de la combinat. Rezultatele au fost mai precise pe baza metodei matriciale. Metoda este avantajoasă deoarece se pot întocmi mai multe variante de plan într-un timp scurt, iar prin folosirea maşinilor electronice de calcul se obţin rezultate precise. De asemenea, oferă posibilitatea centralizării lucrărilor de plan pe uzine, ramură etc.

La C.S. — Hunedoara, în oţelăria Martin 2 s-a observat că există o simultaneitate a unor operaţii, ceea ce duce la supraîncărcarea utilajelor de servire (macarale, trenuri de turnare etc.) şi deci la timpi de aşteptare, care reduc coeficientul de folosire intensiv.

Recurgînd la cercetarea operaţională, în colaborare cu ICEM, s-a construit un model matematic şi s-a stabilit cu ajutorul simulării, după metoda Monte-Carlo, reducerea timpilor de aşteptare. Printr-o serie de măsuri organizatorice, producţia de oţel va creşte cu 4 %.

La C.S. — Galaţi se cercetează, în colaborare cu ICEM, minimizarea consumului de metal la laminarea tablelor groase, de la sleb la table finite. Pînă în prezent, s-a elaborat un prim model matematic care, pornind de la table comandate de beneficiari, oferă posibilitatea întocmirii unui program de laminare în lăţimi şi lungimi maxime posibile din punct de vedere tehnologic, minimizînd pierderile de tablă bună. Modelul a fost verificat pe datele concrete ale lunii martie 1967 şi se va extinde la programarea sleburilor, respectiv la reducerea pierderilor de metal de la lingou la sleb. Aplicarea experimentală a modelului stabilit şi verificat se va face la C.S. — Galaţi, în cursul anului 1968.

Folosirea cercetării operaţionale pentru stabilirea soluţiilor optime în producţie, va duce la reducerea decalajului existent între dezvoltarea permanentă a tehnicii şi a metodelor de organizare.

LE BUT DE LA RECHERCHE PORTANT SUR L'EFFICACITÉ DANS LES ENTREPRISES

On expose le but de la recherche concernant l'efficacité dans l'industrie métallurgique et comment elle doit être appliquée.

Cette application qui vise à établir les meilleurs solutions pour la production et, en général, pour l'organisation réduira le décalage que l'on a constaté entre le développement permanent de la technique et celui des schémas d'organisation.

OBJECT OF OPERATIONAL RESEARCH IN INDUSTRIAL UNITS

The paper prezents object and way of operational research application in the metallurgical industry.

Utilization of operational research, for establishing optimal production solutions and organisation answers in the main, will lead to a decrease of the existing discrepancy between continous development of technics and lag of organisation patterns.

Extrase din lucrările celui de-al 34-lea Congres internaţional de turnătorie. Paris, oct. 1967

Ing. L. SOFRONI
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 621.74.061.3 (44)

TEHNOLOGIA DE FORMARE ŞI MIEZUIRE

Folosirea amestecurilor fluide cu autoîntărire cu zgură.

În U.R.S.S. [1] amestecurile fluide cu autoîntărire (AFA) sînt folosite pe scară din ce în ce mai mare la confecţionarea formelor şi a miezurilor pentru piese mari şi mijlocii şi în special pentru lingotiere, aşa cum rezultă din tabela 1.

Tabela 1

Anul	Cantitatea de piese turnate cu amestecuri AFA, t
1963	4 000
1964	120 000
1965	400 000
1966	700 000
1970	2—3 000 000 (se prevede)

În U.R.S.S. procedeul nou este aplicat în aproape 200 uzine, numărul acestora fiind în continuă creştere. Majoritatea uzinelor sînt echipate cu instalaţii semiautomate.

Amestecurile fluide au fost utilizate la toate felurile de aliaje ca: fonte, oţeluri, aliaje de cupru, aliaje de aluminiu la piese de la cîteva kilograme la tone.

În prezent se proiectează în R.S.S. Ucraina o turnătorie de lingotiere cu capacitatea de 350 000 t/an, care va folosi în întregime forme şi miezuri confecţionate din amestecuri fluide cu autoîntărire, cu compoziţia : 92 — 95% nisip cuarţos; 5 — 8% zgură de la fabricarea ferocromului; 0,05 — —0,5% detergent sulfonic; 6 — 8% silicat de sodiu; 1,5 — 2,0% apă.

Prin aplicarea procedeului arătat se obţin următoarele avantaje: suprafaţă curată a lingotierelor, eliminarea operaţiilor de îndesare a formelor şi a miezurilor, precum şi a uscării lor, reducerea substanţială a manoperei la curăţirea şi debavurarea lingotierelor.

Tendinţa de apariţie a suflurilor în piesele turnate este eliminată, datorită permeabilităţii mari a formelor şi a miezurilor. Ca urmare a densităţii mai mici a acestor amestecuri (1,3 — 1,45 faţă de 1,7 g/cm^3) se realizează o reducere cu 16 — 18% a cerinţelor de amestec/tona de piese bune.

S-a dat ca exemplu un miez de 20 t. pentru lingotiere, care a fost preparat prin procedeul clasic în timp de 14 h, iar după tehnologia nouă a fost preparat în 22 min, din amestecuri fluide preparate într-un amestecător continuu.

Durata de utilizare a cutiilor de miez a crescut în cazul unei turnătorii de piese mari de două — trei ori.

Este de reţinut afirmaţia că utilizarea unor întăritori chimici reuşeşte să regleze timpul în care amestecul este menţinut în stare fluidă, astfel ca acesta să poată fi variat între 1 şi 15 min. De asemenea, se poate regla timpul de întărire a amestecurilor respective.

În uzinele sovietice amestecurile fluide se recuperează şi se regenerează. Regenerarea se face pe cale umedă sau uscată. Regenerarea umedă se efectuează în instalaţii de regenerare comun utilizate în turnătorii. O simplă şi suficient de bună regenerarea se efectuează, de asemenea, şi pe cale uscată. Amestecul fluid autoîntăritor poate fi reutilizat fără regenerare dacă este adăugat la încărcătură nouă, în cantitate de 30 — 40%.

Regenerarea este posibilă în primul rînd datorită uşurinţei la dezbaterea pieselor, ceea ce prezintă un avantaj foarte important al acestor amestecuri.

Din figura 1 rezultă că dezbaterea miezurilor din amestecurile fluide (curba *2*) în comparaţie cu dezbaterea miezurilor din amestecurile cu silicat de sodiu şi CO_2 (curba *1*) este cu mult mai uşoară în intervalul de temperatură 600 — 1 200° C.

În U.R.S.S. o serie de uzine utilizează instalaţii de preparare cu capacităţi de 1, 5, 3, 6, 12 şi 30 t amestec pe oră.

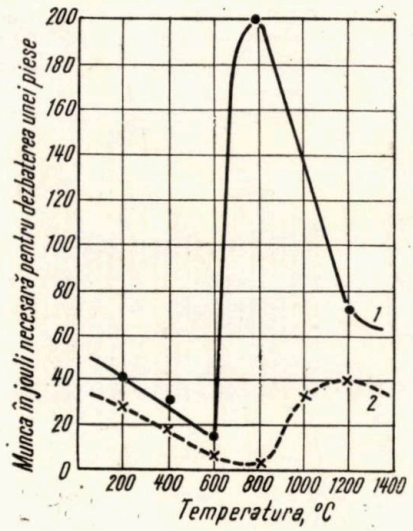


Fig. 1

Folosirea amestecurilor fluide cu autoîntărire pe bază de ciment şi apă. În Japonia [2] s-a elaborat un procedeu nou de obţinere a formelor şi miezurilor pentru piese mari (în special pentru lingotiere), care utilizează amestecuri fluide pe bază de ciment (denumit procedeul „Hard — Fluid"), avînd compoziţia: 90 — 92% nisip cuarţos; 8 — 10% ciment Portland; 0,1 — 0,2% detergent; 1 — 3% întăritori chimici.

După cum rezultă, aceste amestecuri se deosebesc de amestecurile fluide pe bază de ciment elaborate în U.R.S.S., prin faptul că au incluse în compoziţia lor procente de substanţe chimice întăritoare şi detergenţi cu activitate puternică, ceea ce le conferă proprietăţi tehnologice superioare.

Fluiditatea amestecurilor este îmbunătăţită faţă de cea a altor amestecuri fluide, prin utilizarea unor agenţi activi de

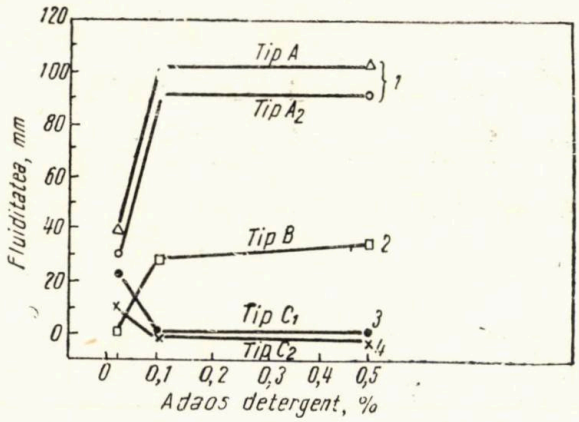


Fig. 2

suprafaţă neionici, în proporţie de 0,1 — 0,2%. Studierea activităţii diferitelor tipuri de detergenţi a scos în evidenţă activitatea superioară prezentată de compuşii polioxietilenici (fig. 2: *1* — polioxietilenă; *2* — alkilbenzen sulfonat; *3* — polietilen glicol; *4* — sare aminoalifotică). Pînă în prezent amestecurile fluide cu autoîntărire au fost obţinute prin utilizarea detergenţilor anionici şi în special a alkilarilsulfonaţilor de sodiu, care, după cum se afirmă în comunicare, au o activitate inferioară.

Analizîndu-se activitatea întăritorilor chimici, a rezultat că cei mai activi dintre ei sînt: polifosfaţii, sărurile de calciu, sărurile de aluminiu (fig. 3).

Prin utilizarea substanţelor chimice întăritoare, tipul de priză a amestecurilor poate fi scurtat, astfel încît demularea se poate efectua după 3 h de la turnarea amestecurilor fluide. Miezurile şi formele confecţionate pot fi întrebuinţate la turnarea aliajelor lichide după 24 h de la prepararea lor.

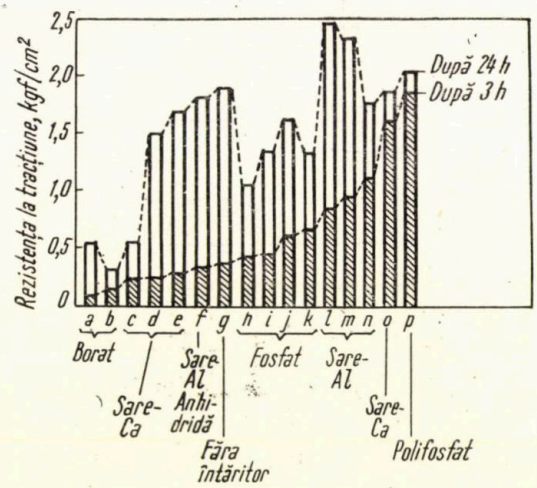


Fig. 3

(Schema instalaţiei pentru prepararea amestecurilor fluide pe bază de ciment-apă este arătată în figura 4: *1* — nisip—ciment; *2* — elevator; *3* — amestecător; *4* — transportor; 5—buncăr; *6* — dozator; *7*— elevator; *8*—buncăr; *9* —rame; *10* — staţie de formare; *11* — sistem de condiţionare a nisipului; *12* — depozit nisip).

Procedeul este utilizat pentru fabricarea miezurilor mari şi, în acest caz, contribuie la o economie de manoperă, ceea ce reprezintă cel mai mare avantaj al acestor amestecuri. În afară de aceasta, amestecurile fluide pe bază de ciment se caracterizează prin reducerea timpului de producţie (datorită eliminării, uscării), printr-o mai bună precizie a dimensiunilor, a formelor şi a miezurilor şi prin reducerea cantităţilor de nisip utilizat.

Permeabilitatea acestor amestecuri este de două ori mai mare decît a amestecurilor clasice. De asemenea, dezbaterea pieselor se poate efectua mult mai uşor decît în cazul amestecurilor clasice sau a amestecurilor pe bază de silicat de sodiu şi bioxid de carbon.

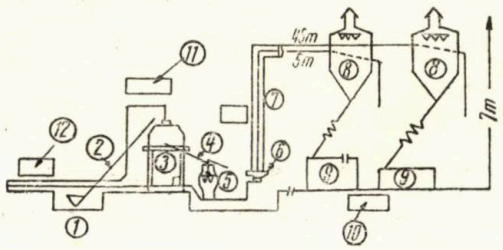


Fig. 4

Printre dezavantajele prezentate de procedeul susamintit se pot enumera următoarele:

— extragerea miezurilor nu este aşa de uşoară ca în cazul amestecurilor clasice cu ciment, deoarece acestea aderă de pereţi mai mult; acest dezavantaj poate fi eliminat prin aplicarea unor plăci convenabile pe pereţii cutiilor de miez sau prin ungerea cu ulei a acestora;

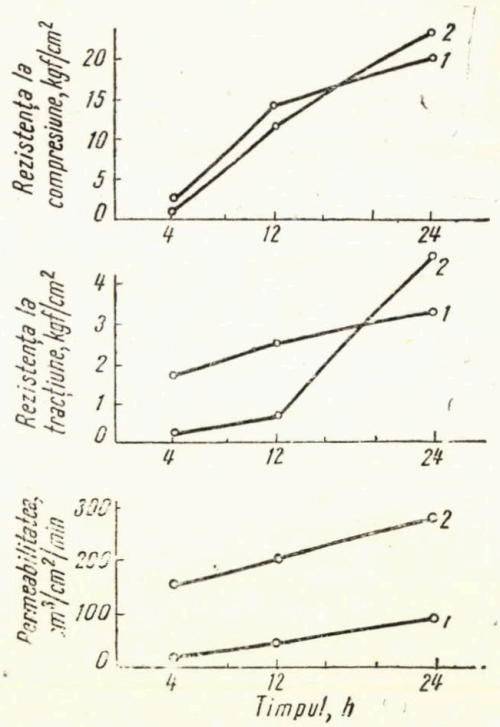


Fig. 5

— datorită porozităţii şi permeabilităţii acestor amestecuri, metalul lichid pătrunde în miezuri şi produce aderenţe; acest dezavantaj poate fi înlăturat prin aplicarea unor straturi protectoare de vopsele corespunzătoare care pătrund între granulele de nisip şi micşorează porozitatea stratului în contact cu metalul.

Considerații privind economicitatea diferitelor procedee de obținere a formelor și miezurilor pentru piese mari. Delegații din R.F. a Germaniei au prezentat la congres o vedere de ansamblu asupra materialelor utilizate în turnătorii pentru producerea miezurilor mari și grele, cu proprietăți diferite, care necesită utilizarea unor materiale de formare noi și a unor procedee care să elimine operațiile de îndesare și uscare [3].

S-au făcut o serie de considerații asupra diferitelor procedee și asupra economicității aplicării lor, trecîndu-se în revistă cele mai principale dintre acestea : procedeul cu CO_2, procedeul Nishiyama cu ferosiliciu, procedeele cu rășini sintetice (în special furanice), procedeul cu ciment-apă cu îndesare, procedeele cu amestecuri fluide.

În figura 5 (*1* — amestec fluid pe bază de ciment ; *2* — amestec cu 8 % ciment) se prezintă diagramele comparative ale amestecului cu ciment cu îndesare și ale amestecurilor fluide pe bază de ciment-apă, în ceea ce privește timpul de întărire, permeabilitatea, rezistența la compresiune și la tracțiune.

Se observă că rezistențele la compresiune sînt aproape egale la ambele amestecuri, rezistențele la tracțiune la 24 h sînt mai mici, iar permeabilitatea este mai mare la amestecurile fluide.

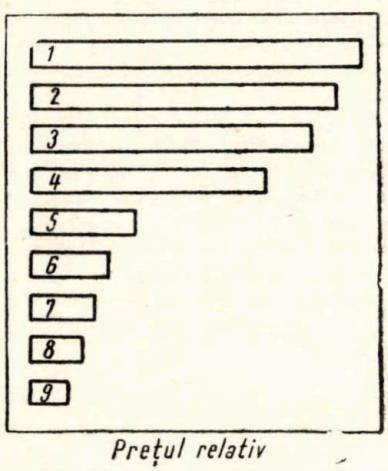


Fig. 7

În figurile 6, *a*, *b* și *c* (*1* — amestec cloric cu ciment ; *2* — amestec cu argilă ; *3* — amestec fluid cu ciment) se prezintă, comparativ pentru amestecurile de formare clasice cu argile și pentru amestecurile cu ciment, precum și pentru amestecurile fluide, timpul de confecționare a miezurilor (*a*) și a formelor (*b*), precum și durata de dezbatere (*c*) în cazul lingotierelor destinate lingourilor pentru brame.

Se constată că miezurile cu amestecuri fluide se confecționează mult mai repede în timp ce în cazul formelor timpul de confecționare cu amestecuri fluide este mai lung.

În figura 7 (*1* — amestec cu rășini furanice ; *2* — amestec cu ulei întăritor ; *3* — amestec fluid pe bază de ciment ; *4* — amestec cu 60 % nisip reutilizat ; *5* — amestec cu CO_2 ;

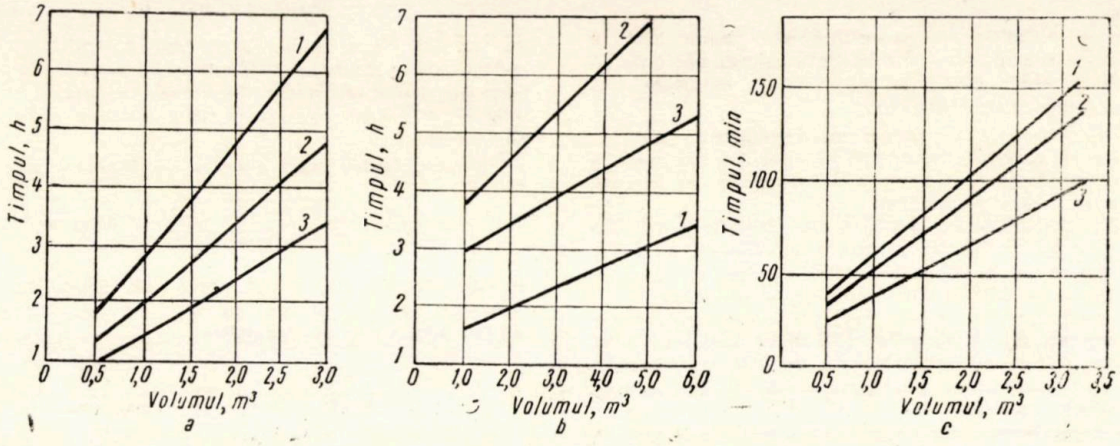


Fig. 6

6 — amestec cu 8 % ciment ; *7* — amestec cu ciment cu 70 % material reutilizat ; *8* — amestec cu 90 % material reutilizat ; *9* — amestec clasic cu argilă cu 70 % material reutilizat) se prezintă costul relativ al unor amestecuri de formare și miezuire preparate cu diferiți lianți și procedee diferite.

Se observă că amestecurile fluide pe bază de ciment au un preț mai redus decît amestecurile pe bază de produse ceramice, dar sînt mai costisitoare decît amestecurile clasice cu argilă și ciment.

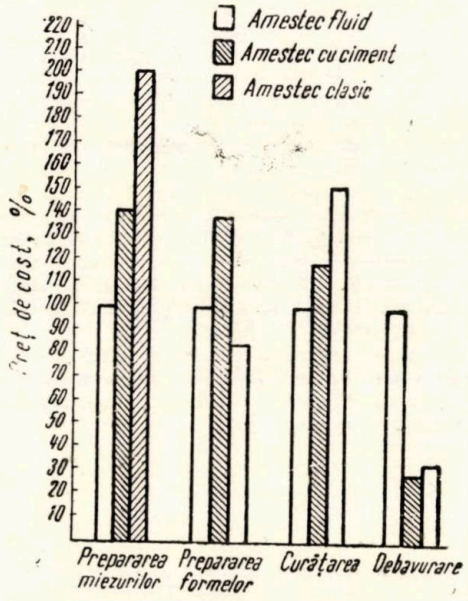


Fig.

Costul amestecurilor de formare fluide, al amestecurilor pe bază de ciment cu îndesare și al celor clasice pentru confecționarea miezurilor și a formelor necesare pentru lingotiere de 10,7 t este arătat comparativ în figura 8. Se poate vedea că amestecurile fluide sînt mult mai ieftine în cazul miezuri

lor. Se subliniază că pentru miezurile şi formele mari sînt indicate a fi luate în considerare procedeul clasic, procedeul cu amestec fluid şi procedeul cu ciment cu îndesare.

Studii privind amestecurile clasice. S-a studiat zona de recondensare a vaporilor de apă formaţi în urma turnării aliajelor lichide [4]. S-a indicat un model matematic simplificat al zonei de recondensare. După modelul matematic simplificat al zonei de recondensare, sînt determinaţi factorii : gradientul de temperatură în formă, la temperatura de 100° C, conţinutul iniţial de apă şi permeabilitatea amestecurilor respective.

Rezultatele obţinute cu ajutorul acestui model sînt în acord calitativ şi cantitativ cu relaţiile şi valorile obţinute cu ajutorul încercărilor efectuate şi permit o descriere mai detaliată a zonei de recondensare.

Încercările efectuate de autori au determinat stabilirea valorii critice a conţinutului de apă în această zonă, apariţia zonei de recondensare, rezistenţa la tracţiune în această zonă, precum şi alte proprietăţi.

În cazul materialelor cu o înaltă rezistenţă la umiditate mărită, repartiţia umidităţii în zona de condensare nu are o valoare decisivă, iar în cazul unui timp îndelungat de încălzire fenomenele de filtrare au importanţă primordială.

S-au prezentat, de asemenea, date privind caracteristicile îndesării sub presiune a formelor [5]. Cercetările au arătat că epruvetele obişnuite, confecţionate în vederea efectuării probelor, sînt comprimate mai puternic decît amestecurile care se îndeasă în cadrul turnătoriei, ceea ce influenţează gradul de compresiune, permeabilitatea şi alte caracteristici. Diferenţa dintre condiţiile de îndesare a epruvetelor normale şi cele ale formelor din turnătorie este foarte mare.

Caracteristicile amestecului de formare preparat în industrie depind, în primul rînd, de densitatea amestecului înainte de a fi îndesat, densitate care scade pe măsură ce creşte conţinutul de apă. Este suficient să se reducă uşor conţinutul de apă pentru ca rezistenţa la compresiune a amestecurilor să crească foarte mult. Acest lucru este exploatat în practică, în special atunci cînd se lucrează cu amestecuri de umplutură şi de model.

Cînd conţinutul de argilă al nisipurilor creşte, rezistenţele pentru formele îndesate cu ajutorul presiunii cresc puţin, deoarece argila diminuează compresibilitatea. Atunci cînd argila este în cantitate mare efectul nu este semnificativ decît cînd amestecul este mai uscat.

Din studiu rezultă că pentru amestecurile îndesate, conţinutul de apă este un factor de mare importanţă.

A fost elaborată o nouă metodă pentru a reprezenta conţinutul de apă al amestecurilor. Volumetric această umiditate depinde de compresiune.

Determinările efectuate la amestecurile de formare au dus la concluzia că epruvetele normalizate nu pot prezenta decît valori care corespund controlului regulat al amestecurilor şi proporţiei de liant existente. Dacă se caută a se cunoaşte comportarea efectivă a amestecurilor de formare, determinările efectuate pe epruvete trebuie să fie corectate şi extrapolate, iar toate încercările din laboratoare trebuie să fie efectuate pe epruvete care să aibă un grad de îndesare asemănător cu cel al amestecurilor din industrie.

La congres s-au prezentat rezultatele unui studiu efectuat în vederea stabilirii unor relaţii matematice între permeabilitatea şi granulaţia nisipurilor utilizate la prepararea amestecurilor de formare şi miezuire [6].

Proprietăţile amestecurilor de formare sînt mult influenţate atît de dimensiunea medie a grăunţilor, cît şi de granulometria lor.

Întrucît indicele de fineţe AFA, care se utilizează în general, nu exprimă repartiţia dimensiunilor lor, autorul propune expresia următoare, bazată pe mecanica statistică :

$$\log W = N \log N - \sum_{1}^{i} N_i \log N_i$$

în care log W se reduce la aproape 0 cînd curba prezintă valoare mare pentru o dimensiune dată, însă cînd curba se lărgeşte pentru mai multe dimensiuni, valoarea sa devine 117. Log W este egal cu zero în cazul granulelor de o singură dimensiune.

Permeabilitatea unui amestec de formare este dată de formula :

$$F_m = K_m (D_1 N_1' - D_2 N_2' - D_3 N_3' \ldots)^2,$$

în care D_1, D_2, D_3 ... sînt diametrele granulelor de nisip. Volumul specific aparent al unui amestec de formare se obţine prin aplicarea formulei :

$$S_m = S_A - K_s \sum_{1}^{i} N_1' \log N_1',$$

în care S_A este suma totală a volumului specific aparent al componenţilor de dimensiuni diferite, conţinuţi în nisip ; N_1' este un raport de greutate al acestor compuşi, iar valoarea constantă K este determinată experimental.

Permeabilitatea nisipului crud adiţionat de bentonită este similar obţinută cu formula :

$$E_m = (D_1 N_1')^2 (2\,600 + 9\,300) N_1' \log N_1' +$$

$$+ (1 - N_1') \log_{10} - N_1'$$

Valabilitatea acestor relaţii stabilite în cercetările efectuate a fost verificată experimental.

BIBLIOGRAFIE

[1] Liass A. M. şi Borsuk P. A. *Amestecuri autointăritoare şi noi metode de preparare a miezurilor şi formelor.* (Supliment la referatul nr. 24.)

[2] Sano S. şi Kinoshita K. *Procedeul „Hard-Fluid" pentru executarea formelor cu ciment.* (Referat nr. 24.)

[3] Chatterjee S., Granitzki K. E. şi Pieger H. *Amestecuri moderne pentru producerea pieselor mari.*

[4] Herbek A., Havlicek F. şi Jenicek L. *Zona de recondensare.* (Referat nr. 22.)

[5] Hofmann F. *Caracteristicile procesului de îndesare a amestecurilor la presiune înaltă* (Referat nr. 5.)

[6] Kashima J. *Relaţia dintre permeabilitate şi dimensiunile grăunţilor de cuarţ în amestecuri* (Referat nr. 6.)

Posibilităţi de îmbunătăţire a oţelului ferito-bainitic pentru temperaturi de 500—600°C

Dr. ing. B. ROTENSTEIN
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 669.15-194.57:669.15-194.591

După cum se arată în numeroase lucrări publicate în ultimii ani [1] — [3], eforturile în cercetarea oţelurilor termostabile ferito-perlitice sau ferito-bainitice trebuie dirijate spre stabilirea de noi date despre oţelurile existente, în centrul atenţiei plasîndu-se oţelurile cu caracteristici mai uniforme, fără susceptibilitate excesivă la procesele de elaborare şi la tratamentul termic la care inevitabil sînt supuse.

Totuşi, necesitatea de a ameliora oţelurile existente, de a mări capacitatea lor de utilizare la temperaturi ridicate, a dus la efectuarea unor numeroase cercetări şi în această direcţie [4] — [13]. Printre acestea se înscriu şi cele îndreptate spre ameliorarea oţelului Cr—Mo prin modificări corespunzătoare ale compoziţiei chimice.

Din lucrările cercetate reiese că, pentru obţinerea unor oţeluri termostabile ferito-bainitice cu posibilităţi superioare de utilizare faţă de ale celor care se folosesc în prezent, preocupările principale în anii din urmă au fost concentrate spre modificarea adecvată a compoziţiei chimice a oţelului Cr—Mo, cu 0,5 — 1,00 % Cr şi 0,3 — 0,6 % Mo. Cercetările efectuate, prezentate în cadrul lucrării de faţă, au fost iniţiate tocmai în vederea obţinerii unui oţel termostabil cu eficienţă superioară faţă de a celor care se utilizează în prezent la temperaturi de 500 — 600° C.

O privire generală asupra influenţei elementelor de aliere asupra caracteristicilor de fluaj ale oţelurilor destinate utilizării la temperaturi înalte s-a efectuat în cadrul unor lucrări anterioare [14] şi [15].

În lucrarea de faţă sînt prezentate cercetările efectuate mai recent pentru precizarea influenţei elementelor de aliere asupra caracteristicilor de fluaj ale oţelurilor ferito-perlitice sau bainitice, pe bază de crom-molibden.

În vederea îmbunătăţirii caracteristicilor de fluaj ale acestor oţeluri, principala direcţie de lucru a constituit-o adaosul de vanadiu [16].

Deşi în prezent sînt deja standardizate în numeroase ţări oţeluri aliate cu crom, molibden şi vanadiu (în S.U.A. [17], în U.R.S.S. [18], în R.S.C. [19] ş.a.) totuşi, aşa cum se va arăta mai jos, pentru lămurirea unor probleme ale proporţiei elementelor de aliere, precum şi ale susceptibilităţii la ruperea fragilă a acestor oţeluri, s-au efectuat un număr important de lucrări de cercetare.

Conţinutul maxim de vanadiu în oţel, care mai determină creşterea caracteristicilor de fluaj, ar fi de 0,90 [20].

Ridicarea conţinutului de vanadiu peste limita menţionată duce la micşorarea acestor caracteristici, deoarece este foarte dificilă, în acest caz, punerea în soluţie, prin tratament termic, a carburilor, iar prezenţa unor carburi în austenită are influenţe negative asupra caracteristicilor oţelului.

Totodată se remarcă faptul că austenitizarea oţelurilor Cr—Mo—V nu trebuie să se facă la temperaturi mai mari de 1 000° C [21] deoarece, în cazul depăşirii acestor temperaturi, procesele de precipitare ulterioară a carburilor de vanadiu din soluţia solidă devin mai dificile şi particulele precipitate sînt prea disperse, ceea ce determină micşorarea efectului datorat vanadiului.

În privinţa conţinutului de molibden în oţelurile cu crom-vanadiu, s-au efectuat cercetări pentru precizarea conţinutului optim al acestui element în oţeluri cu cantităţi mai reduse de crom (0,4 — 0,7 %). Astfel, în cadrul lucrărilor efectuate la uzinele siderurgice din Witkowitz [3], [4] se comunică rezultatele unor încercări de fluaj cu durata totală de 2 000 000 h, efectuate pe epruvete preluate din şarje de oţel cu 0,12 % C, 0,5 % Cr şi 0,25 % V şi adaosuri variabile de molibden (pînă la 1 %). Din rezultatele obţinute reiese că rezistenţa la fluaj a oţelurilor ferito-perlitice-bainitice, aliate cu crom şi vanadiu, este dependentă de conţinutul de molibden şi anume ea creşte o dată cu mărirea acestui conţinut pînă la circa 0,5 %, intensitatea cea mai mare a acestui efect constatîndu-se la variaţii ale conţinutului de molibden pînă la 0,25 % (fig. 1 : *a* — 10 000 h ; *b* — 100 000 h) [22].

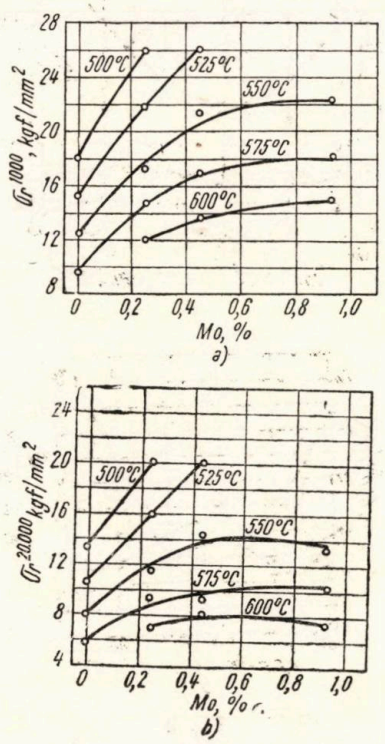


Fig. 1

După Thum şi Richard [21], dintre toate oţelurile ferito-perlitice-bainitice, oţelurile cu circa 1 % Cr, 0,5 — 1 % Mo şi 0,25 — 0,75 % V dau cele mai bune raporturi între rezistenţa la fluaj şi elementele de aliere.

Haust [5] consideră combinația Cr—Mo—V ca cea mai potrivită pentru perfecționarea oțelurilor termostabile. Prezența cromului îi asigură îmbunătățirea rezistenței oțelului Mo—V revenit, favorizînd precipitarea carburilor cu dimensiuni critice. În oțelul Cr—Mo—V, prezența nitrurilor de vanadiu, fază stabilă pînă la temperaturi foarte ridicate (~1 000° C), determină frînarea proceselor de creștere a grăuntelui austenitic.

Este însă de remarcat faptul că oțelurile Cr—Mo—V, cu compozițiile chimice în limitele indicate mai sus, prezintă și anumite dezavantaje tehnice, și anume ele necesită temperaturi mai ridicate de austenitizare, ceea ce implică pericolul supraîncălzirii și sînt susceptibile la fragilitatea de revenire.

Creșterea temperaturii de austenitizare peste 960° C, în cazul oțelurilor Cr—Mo—V, duce la micșorarea valorilor rezistenței după revenire, ridicarea temperaturii de tranziție și accentuarea susceptibilității la ruperea fragilă de fluaj [6] — [9].

Autorii lucrării [22] au urmărit influența temperaturii de austenitizare, a vitezei de răcire și a temperaturii de revenire asupra caracteristicilor mecanice la temperatură normală. S-a constatat că oțelurile Cr—Mo—V, ca și oțelurile Cr—V, prezintă fenomenul durificării secundare, indiferent de temperatura de austenitizare și viteza de răcire ulterioară. Prin revenire la temperatura de 600 — 670° C s-a constatat o creștere a caracteristicilor de rezistență și o scădere a rezistenței la încovoierea prin șoc. În figura 2 se arată influența tratamentului termic asupra caracteristicilor mecanice la 20° C ale oțelului cu 0,10 % C ; 0,53 % Mn ; 0,30 % Si ; 0,017 % P ; 0,017 % S ; 0,52 % Cr și 0,27 % V [22] (*a* — austenitizare la 960° C — 1 h, răcire în aer ; *b* — austenitizare la 960° C — 1 h, răcire în ulei).

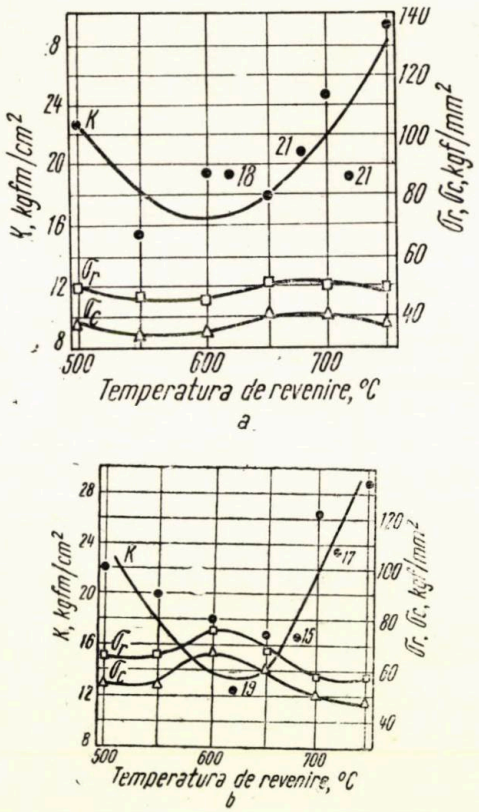


Fig. 2

În figura 3 se prezintă influența tratamentului termic asupra caracteristicilor mecanice la 20° C ale oțelului cu 0,13 C ; 0,55 % Mn ; 0,31 % Si ; 0,032 % P ; 0,023 % S ; 0,61 % Cr ; 0,45 % Mo ; 0,30 % V [22] (*a* — austenitizare la 960° C — 1 h, răcire în aer ; *b* — austenitizare la 960° C — 1 h, răcire în ulei).

De remarcat că prin durificarea secundară, se constată scăderea rezilienței într-un interval mai larg de temperaturi și la valori mai mici după răcirea în aer, decît după răcirea în ulei. Astfel, în cazul răcirii în aer reziliența scade sub 6 kgfm/cm² în intervalul de circa 500 — 675°C, atingînd valori minime, de ordinul a 2 kgfm/cm², la 650°C ; în cazul

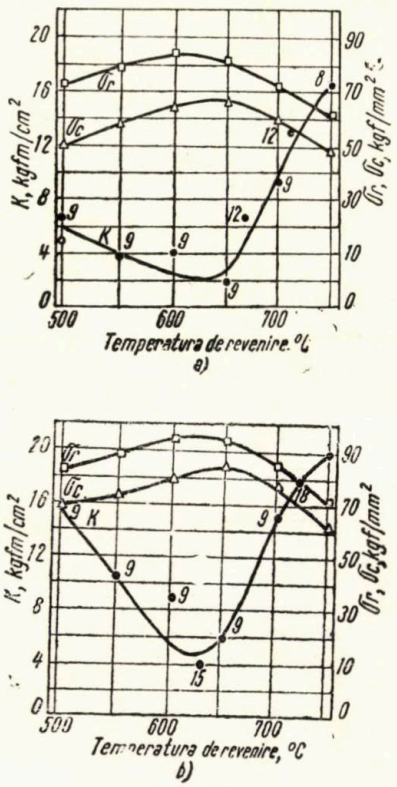


Fig. 3

răcirii în ulei reziliența scade sub 6 kgfm/cm² numai în intervalul de circa 590 — 650° C, valoarea minimă fiind de 4 kgfm/cm² la circa 630° C (în acest caz durificarea se constată între 650 și 670° C).

În intervalul durificării secundare, reziliența scade sensibil, iar dispersia este mare (valorile ei pot ajunge la 1 kgfm/cm², în cazul oțelului cu : 0,4 — 0,7 % Cr ; 0,8 — 1,0 % Mo și 0,2 — 0,35 % V).

Avînd în vedere că după reveniri mai înalte tenacitatea oțelului devine corespunzătoare, iar temperatura de tranziție atinge valori suficient de joase, se recomandă [22] aplicarea revenirii la temperaturi superioare celei de 690° C. Este de remarcat faptul că această indicație corespunde și recomandărilor din GOST [18], privind revenirea oțelului 12 HlMF (peste 700° C), însă nu este confirmată de datele respective din CSN [19], în cadrul cărora se arată că revenirea oțelurilor Cr—Mo—V se poate face la temperaturi de 650 — 720° C.

Fragilizarea la cald în timpul încercării de fluaj sau al exploatării este legată de slăbirea legăturilor dintre grăunți care, în cazul structurii bainitice și martensitice, afectează tocmai rosturile grăunților inițiali de austenită. Această înrăutățire a rosturilor grăunților, ducînd la rupturi fragile, determină rezistența mică a acestora și, respectiv, a marginilor grăunților, în comparație cu cea a interiorului lor. În general, rezistența rosturilor poate fi mult mai puțin influențată prin aliere și tratament termic decît interiorul grăunților ; totuși prin adaos de bor [5], în proporție de numai cîteva miimi, poate fi îmbunătățită și rezistența rosturilor grăunților.

Borul are raza atomică mai mică decît a fierului, însă mai mare decît a carbonului și, respectiv, a azotului. De aceea, în rețeaua cubică cu fețe centrate a fierului γ, atomii de bor sînt dispuși interstițial, pe cînd în rețeaua fierului α, ei substituie unii atomi de fier. Atomii de bor tind să se

plaseze în locurile cu defecte (vacanțe) de rețea, care, după cum se știe, sînt preponderente pe rosturile grăunților.

În oțelurile slab aliate, cu conținut redus de carbon, la care transformarea austenitei în intervalul perlitic începe cu formarea feritei, borul determină întîrzierea acestor procese, fapt care produce mărirea călibilității. Totodată este însă important faptul că borul nu influențează cinetica transformării austenitei în intervalul intermediar, fapt care se reflectă prin obținerea, la oțelurile aliate și cu bor, a unor cantități mai mari de bainită. După cum se știe bainita este constituentul metalografic în structura oțelurilor slab aliate cel mai corespunzător din punctul de vedere al comportării acestora în condiții de fluaj la temperaturi înalte.

Experiențele lui Gemill, discutate în lucrarea lui Thum și Richard [21], confirmă comportarea mai bună la șocuri a oțelului aliat cu bor. Se pare că acest element, modificînd în anumite condiții cinetica transformărilor structurale și reacționînd cu azotul, duce la îmbunătățirea coeziunii rosturilor, ceea ce poate atenua durificarea structurală prin deformarea grăunților și prin extinderea efectului acestui proces în toată masa oțelului respectiv intra- și intergranular.

După Liberman și Sokolova [10], borul îmbunătățește alungirea oțelului termostabil Cr—Mo—V.

Irvine, Murray și Pickering [11], Gemill [12], precum și cercetătorii menționați mai sus [10] arată că borul, și în special borul împreună cu titanul, duc la îmbunătățirea fluajului diferitelor oțeluri și micșorează susceptibilitatea lor la efectul de încrestare. De asemenea și Haust [5] stabilește că un adaos de 0,007 % B în oțelul Mo—V, precum și în oțelul Cr—Mo—V, micșorează sensibilitatea lor la încrestare. De aceea el recomandă acordarea unei deosebite atenții cercetărilor privind influența pozitivă a borului în aceste oțeluri.

Printre alte elemente care s-ar putea folosi în vederea creșterii caracteristicilor de fluaj ale oțelului slab aliat Cr—Mo se numără și Ti, Nb și W. Eficiența utilizării titanului și a niobiului ca elemente de aliere este în mare măsură determinată de condițiile tratamentului termic. Titanul are o mare afinitate atît pentru carbon, cît și pentru azot, fapt care reclamă aplicarea unor austenitizări la temperaturi foarte ridicate. La călirea în apă acești compuși nu precipită. Procesele de precipitare a fazelor disperse au loc numai după revenirea la circa 750° C, fapt care duce la durificare, obținîndu-se și o creștere foarte mare a rezistenței la fluaj.

Din cele de mai sus reiese că, pentru a se asigura condițiile modificării favorabile a caracteristicilor de fluaj prin alierea oțelului cu titan, este necesară aplicarea unor astfel de tratamente termice, care să asigure punerea în soluție a carburilor și nitrurilor de titan, menținerea atomilor interstițiali de azot și carbon în rețeaua soluției solide stabile la temperatură normală după răcire și efectuarea unor reveniri suficient de înalte pentru a permite declanșarea proceselor de precipitare și formare a unor particule cu dimensiuni subcritice de carburi și nituri [13]. Deci, pentru punerea în soluție a carburilor și nitrurilor de titan se impune aplicarea austenitizării la temperaturi practic mai greu de realizat și care implică totodată și pericolul supraîncălzirii oțelului. Pentru fixarea atomilor de azot și de carbon în soluția solidă, răcirea după austenitizare trebuie efectuată cu viteză mare, fapt care produce, de asemenea, dificultăți tehnologice. Revenirea la temperaturi înalte (~ 750° C) care se impune la aceste oțeluri cauzează, de asemenea, anumite dificultăți, fiind apropiate de poziția punctului Ac_1 al acestor oțeluri.

Niobiul este un element cu o comportare în oțel similară cu a titanului. Este însă de remarcat faptul că carbura de niobiu este mai stabilă decît carbura de titan. În cazul în care oțelul este destinat pentru țevi de transport fluide calde conținînd hidrogen, alierea cu niobiu a oțelului asigură comportarea corespunzătoare a acestuia [4]. În absența niobiului, hidrogenul determină decarburarea oțelului pe rosturi și generarea fisurilor intercristaline. Carburile de niobiu, fiind foarte stabile, nu pot fi disociate de hidrogen. Avînd în vedere acest fapt, în cazul utilizării unor oțeluri fără nobiu rezistența la fluaj, considerată în proiectare, trebuie să fie mai mică decît cea obișnuită.

Conținutul optim de titan, respectiv de niobiu, introdus în oțel în vederea îmbunătățirii caracteristicilor de fluaj este dat după Colombier, Hochmann și Malcor [16] și Ward și Ract [23] de valorile 3 : 1, respectiv 8 : 1 ale rapoartelor Ti : C și Nb : C.

Printre alte elemente care formează carburi ar putea fi menționate wolframul, tantalul și uraniul.

Wolframul formează carburi izomorfe cu ale molibdenului (W_2C și Me_6C). Influența sa asupra caracteristicilor de fluaj ale oțelului la temperaturi înalte este însă mai slabă decît a molibdenului, fapt care impune alierea oțelului cu cantități de două ori mai mari decît cele de molibden [13].

Tantalul formează carburi mai stabile decît cele ale vanadiului [24] însă utilizarea sa nu prezintă interes, dat fiind faptul că minereurile de tantal sînt în cantități reduse în natură.

Uraniul formează carburi izomorfe cu ale titanului și ale vanadiului, însă utilizarea sa nu prezintă interes pentru alierea oțelurilor termostabile.

Azotul, element care formează nitruri, poate avea influență asupra caracteristicilor de fluaj. Formînd nitruri stabile mai ales cu titanul, azotul favorizează dezvoltarea unor procese de precipitare de particule de dimensiuni subcritice, care blochează dislocațiile și determină astfel creșterea caracteristicilor de fluaj. Pentru asigurarea obținerii influențelor scontate, tratamentul termic are un rol hotărîtor.

În cazul oțelurilor nealiate intenționat cu azot, conținutul acestui element poate varia de la o șarjă la alta, precum și în funcție de procedeul de elaborare a oțelului. De regulă, oțelul electric are un conținut de azot mai mare decît oțelul elaborat în cuptorul Martin. De aici reiese că una din cauzele variațiilor caracteristicilor de fluaj de la o șarjă la alta o constituie și conținutul diferit de azot, respectiv de azot legat.

În ce privește influența azotului introdus în mod deliberat în oțelul termostabil, se pare că în prezent nu există date sistematice. În orice caz, în listele de oțeluri standardizate nu figurează nici un oțel cu adaos de azot.

După [25], el micșorează rezistența la fluaj a oțelului dar după [26] acest element are un efect pozitiv.

Legat de influența azotului, trebuie menționată acțiunea acestuia și în direcția formării nitrurii de aluminiu, care duce la îmbunătățirea stabilității față de îmbătrînirea oțelului. În direcția aceasta, un adaos suplimentar de aluminiu ar fi favorabil. Nitrura de aluminiu apare însă de regulă pe rosturile grăunților de austenită și frînează, în acest fel, procesele de creștere a acestor grăunți. Din această cauză, aluminiul influențează negativ caracteristicile de fluaj ale oțelurilor termostabile ferito-bainitice.

Conform datelor experimentale comunicate de Glen ș.a. [27] (pentru oțeluri cu 0,5 % Mo), adaosul mai mare de aluminiu determină tendința accentuată a oțelului la grafitizare. Grafitul poate apărea ca nodule neuniform dispuse sau ca aglomerări de nodule. S-a presupus că acest fenomen ar fi determinat de concentrări de tensiuni cu producerea de segregații de grafit, ca un proces similar celui de concentrare a „atmosferelor" pe atomii precipitați.

Din cele expuse mai sus privind influența elementelor de aliere asupra comportării la fluaj a oțelurilor ferito-bainitice, în legătură cu tendințele actuale de îmbunătățire a oțelurilor Cr—Mo, reies următoarele concluzii :

— Principalul element de aliere suplimentară a oțelurilor Cr—Mo este vanadiul. Adaosul de vanadiu (0,25 — 0,75 %) determină creșterea caracteristicilor de fluaj însă cauzează, totodată apariția fragilității de revenire ireversibile, fapt care impune precizarea și respectarea cu atenție a temperaturilor de revenire.

— Alte elemente care formează carburi care ar putea înlocui vanadiul pentru alierea oțelului Cr—Mo se pot recomanda considerîndu-se și următoarele :

— alierea cu titan impune aplicarea unor tratamente termice greu de realizat în practică ;

— alierea cu tantal sau uraniu nu este corespunzătoare din punct de vedere economic ;

— alierea cu niobiu ridică probleme atît în legătură cu dificultățile de tratament termic, cît și din punct de vedere economic, dat fiind faptul că este un element deficitar ; alierea cu niobiu este interesantă pentru obținerea unui oțel corespun-

zător executării unor instalații lucrînd cu fluide calde care conțin hidrogen;

— alierea cu wolfram este indicată pentru substituirea molibdenului, avîndu-se însă în vedere faptul că pentru înlocuirea molibdenului trebuie să se recurgă, de regulă, la cantități relativ duble de wolfram;

— influența azotului ca element de aliere a oțelurilor termostabile ferito-bainitice încă nu este clarificată și ar necesita lucrări mai ample de cercetare;

— influența borului este apreciată în general ca pozitivă deși în prezent nu s-au comunicat încă rezultatele unor cercetări sistematice asupra acestei acțiuni. Avînd în vedere ipotezele teoretice asupra modului de acționare a acestui element, se poate considera că cercetările în această direcție pot duce la obținerea unor rezultate prețioase.

— Tehnologia de tratament termic a oțelurilor ferito-bainitice trebuie stabilită ținîndu-se seama de specificul fiecărei mărci de oțel și de condițiile concrete de utilizare. O importanță deosebită o are stabilirea temperaturii de revenire în funcție de care se pot asigura caracteristicile minime ale oțelului, evitîndu-se efectele proceselor de fragilizare.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * International Conference. Archiw fur das. Eisenhüttenwesen, 28, 1957.

[2] * * * International Discussion on Creep Resisting Steels, nr. 24—26 jun., Düsseldorf, 1960.

[3] * * * Symposium on heat-resisting metallic materials, organized by Czechoslovak scientific and tehnical Society and Iron and Steel research institute. Praga, 1964.

[4] Foldyna V. și Prnka T. *Neue Hötte*, 9, nr. 12, 1964, p. 750—754.

[5] Haust. G. *Neue Hütte*, 11, nr. 10, 1966, p. 613.

[6] Shabo E. Brown Boveri Mitteilungen, 49, 1962, p. 352.

[7] Teis E. Schweitzer Archiw, nr. 18, 1959, p. 300.

[8] Brandt G. Ibidem, nr. 20, 1961, p. 344.

[9] Steiger K. Mitt. Verein Grosskesselbesitzer, nr. 105, 1966, p. 369.

[10] Liberman L. și Sokolova N. N. Teploenerghetika, nr. 5, 1961.

[11] Irvine K. I., Murray D.I. și Pickering F.B. Culegerea „Special Raport, Iron and Steel Institute" nr. 70, 1961, p. 246.

[12] Gemill M. C. Comunicare la simpozionul de la Praga, 1964.

[13] Gleen J. Iron and Steel Institute, nr. 190, 1958, p. 114.

[14] * * * Studiul fluajului la oțelurile termostabile Cr—Mo—V, folosite la fabricarea țevilor pentru fluide calde sub presiune. Memoriu ICEM, nr. 600, 1965.

[15] Constantinescu A., Rotenstein B. și Lașcu-Simion N. *Fluajul metalelor*. Editura tehnică (sub tipar).

[16] Colombier L., Hochmann L. și Malcor H. *Oțeluri inoxidabile. Oțeluri refractare*. Paris, Editura Dunod, 1965, p. 447.

[17] * * * Standarde ASTM: A213 — 64; A517 — 64; A405—63 a T.

[18] * * * GOST 10801—64 și 10802—64.

[19] * * * CSN 415110; 415111; 415123.

[20] Houdremont E. *Oțeluri speciale*. Vol. 2 (traducere din limba rusă), Moscova, Metallurghizdat, 1966.

[21] Thum A. și Richard K. Culegerea „*Studiul oțelurilor și aliajelor refractare*" 1957, (traducere din limba germană în limba rusă a comunicărilor simpozionului de la Düsseldorf), Moscova, Metallurgizdat, 1960, p. 194—227.

[22] Myslivec T. Foldina V. și Prnka T. *Elaborarea și caracteristicile oțelurilor termostabile ferito-perlitice Cr—Mo—V*. Comunicare la simpozionul de la Praga, 1964.

[23] Ward J. O. și Rait J. R. Journal of the West Scotland Iron and Steel Institute, ian. 1953.

[24] Baits G. A. și Ridal K. A. *Utilizarea metalografiei pentru punerea la punct a oțelurilor refractare pentru turbine mari cu abur*. Comunicare la simpozionul de la Praga, 1964.

[25] Bardgett W. E. și Gemill M. G. Journal of the Iron Steel Institute, 179, 1955, p. 211—219.

[26] Murray J. D. Iron and Coal Trade Review, 1960, p. 1008.

[27] Glen J., Lesel J., Barr R. R. și Litebody G. Culegerea „Special Report, Iron and Steel Institute" nr. 70, 1961, p. 222.

Spectrometria prin fluorescenţa razelor X, o metodă modernă de analiză a materialelor din încărcătura furnalului

Ing. F. SCHIEBER
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 669.162.24 : 543.53

Cu toate căile noi, studiate în prezent, specialiştii consideră totuşi că furnalul continuă să rămînă agregatul de bază în metalurgia fontei şi că nu au fost încă epuizate mijloacele de sporire a productivităţii sale. Unul dintre factorii esenţiali în creşterea productivităţii furnalelor îl constituie pregătirea şarjei. Utilizarea pe scară tot mai largă a aglomeratului şi peletelor, arătată într-o serie de lucrări [1], [2], precum şi a minereurilor prereduse, care duce la scăderea preţului de cost şi la obţinerea unei fonte mai omogene din punctul de vedere al compoziţiei chimice, este legată de dezvoltarea şi perfecţionarea automatizării şi necesită o analiză rapidă şi cît mai continuă a tuturor materialelor ce intră în proces, precum şi a produselor rezultate. Trebuie amintită, în acest sens, utilizarea de către IRSID şi la mai multe furnale din Japonia a maşinilor electronice de calcul [3].

În special în problema obţinerii unui aglomerat omogen a cărui utilizare largă se prevede pentru viitor, controlului parametrilor tehnologici şi ai compoziţiei i se acordă o deosebită importanţă în legătură cu automatizarea instalaţiilor şi a benzilor de aglomerare. În cadrul mijloacelor moderne de control al calităţii în domeniul producţiei şi pregătirii materialelor ce alcătuiesc încărcătura furnalului, spectrometria prin fluorescenţă a razelor X capătă o pondere tot mai mare.

Această metodă de analiză, care se bazează pe excitarea spectrelor de fluorescenţă, utilizează fenomenul de rezonanţă produs în structura atomică a elementelor excitate datorită unui bombardament cu raze X.

După cum arată specialiştii în construcţia aparatelor cu ajutorul cărora se execută acest fel de analize [4], deşi principiul acestei metode este cunoscut de o jumătate de secol, realizarea sa practică este recentă, fiind legată de succesele obţinute în ultimul timp de tehnica tuburilor contoare analizoare Geiger proporţionale şi cu scintilaţie ca şi în domeniul aparatajului electronic de măsură şi înregistrare.

În mod schematic, într-o astfel de instalaţie proba de analizat este plasată cît mai aproape de tubul emiţător de raze X şi este lovită de o radiaţie incidentă comportînd componenţii lungimii de unde scurte. Spectrul secundar de fluorescenţă emis de probă este canalizat de un colimator pe un cristal analizor, care acţionează ca o reţea de difracţie separînd radiaţiile, pe care le reflectă în cursul rotirii, după anumite unghiuri.

Un tub analizor detectează apoi radiaţia şi transmite impulsurile primite sistemului discriminator al unei unităţi electronice de integrare. Procentajul căutat al elementelor din probă se găseşte prin comparaţie cu datele obţinute la analiza unor probe etalon. În industrie, aparatele pentru realizarea acestei metode de analiză se prezintă ca un ansamblu compact, care pe un spaţiu redus înlocuieşte un întreg laborator de analize chimice. Domeniile de utilizare a acestei metode sînt destul de variate, ea permiţînd atît efectuarea de analize calitative (se poate pune rapid în evidenţă prezenţa unor cantităţi extrem de mici ale tuturor elementelor cu număr atomic peste 12), cît şi analize cantitative ale unor materiale diverse, ca oţeluri speciale, feroaliaje, concentrate de Zn, Cu, bronzuri, metale neferoase etc.

Analiza prin fluorescenţă cu raze X s-a dezvoltat mult în Franţa, dar a căpătat o deosebită extindere în Belgia unde toate laboratoarele siderurgice sînt dotate cu astfel de instalaţii, destinate în special analizei materialelor ce intră în compunerea şarjei de furnal (minereuri, aglomerate, zgure de furnal etc.). Un exemplu în acest sens sînt încercările efectuate de IRSID, în Franţa [5], [6], şi de uzinele Forges de la Providence, în Belgia [7], unde această metodă se aplică efectiv din 1961. Rezultate interesante în acest domeniu s-au obţinut, de asemenea, în laboratorul societăţii metalurgice Hainaut-Sambre din Charleroi [8], care este dotat cu un spectrometru de fluorescenţă X fabricat de uzinele Philips-Eindhoven, un aparat manual cu un singur canal, cu două cristale plane, unul pentru dozarea elementelor cu greutate atomică mijlocie sau mare şi altul pentru dozarea elementelor uşoare. După efectuarea a 20 000 dozări de elemente, economia realizată

se apreciază la 500 000 franci belgieni pe an, reprezentînd reducerea cheltuielilor pentru personal şi a aprovizionărilor cu materiale.

În lucrările citate se relevă o serie de avantaje şi de realizări obţinute prin utilizarea acestei metode în domeniul instalaţiilor de preparare a furnalelor.

În afară de caracterul ei nedistructiv, o deosebită importanţă o are rapiditatea cu care se obţin rezultatele, durata unei determinări variind între 3 şi 15 min, timp în care se include şi pregătirea probei.

În condiţiile automatizării, cunoaşterea, în mod continuu, a compoziţiei chimice a materialelor este o condiţie pe care celelalte metode de analiză nu o pot realiza în aceeaşi măsură. În acest sens, este interesant exemplul laboratorului uzinei Hainaut-Sambre. În acest laborator, prin metode convenţionale (spectrofotometrie de absorbţie şi complexometrie), analiza a opt probe necesită opt ore în total pentru doi chimişti ce lucrează simultan.

Metoda spectrometrică cu raze X permite analiza a 24 minereuri în opt ore tot cu o echipă de doi oameni. În ceea ce priveşte precizia metodei, studiile efectuate în intervale de concentraţii foarte întinse au demonstrat că erorile sînt admisibile, fiind vorba în special de problemele controlului de calitate privind constanţa unui produs. S-a putut controla, de exemplu, calitatea produselor unei benzi de aglomerare (aglomeratele conţinînd 40—58% Fe), a unor instalaţii de îmbogăţire a minereurilor, a unor minereuri bogate şi sărace (suedez, brazilian, calcaros de Lorena etc.), a unor zgure de furnal, dozîndu-se în aceste materiale Fe, Si, CaO, MgO, Al_2O_3, P, S, Mn, Ti. Erorile în aceste cazuri au fost cuprinse între $\pm 0{,}05$ şi $\pm 0{,}6\%$, în funcţie de cantitatea de elemente în probă, şi nu au fost superioare, în general, metodelor convenţionale.

În tabela 1 sînt arătate, pentru exemplificare, unele erori la analiza diferitelor materiale [5].

Spaţiul redus pe care îl ocupă instalaţiile de analiză cu fluorescenţă în raze X, cu alte cuvinte compactitatea lor, constituie, de asemenea, un punct de atracţie pentru cei ce le folosesc, ca şi simplicitatea mînuirii lor.

Un alt mare avantaj al acestei metode de analiză, consecinţă a celor arătate mai înainte, este posibilitatea folosirii ei în instalaţiile automatizate şi conduse de calculatoare electronice.

Cu toate aceste avantaje recunoscute, aplicarea în practică a analizei prin fluorescenţă cu raze X a avut şi mai are încă de învins o serie de dificultăţi. Astfel, etalonarea aparatului a creat probleme serioase. Pentru probele din materialele prezentate s-au dovedit utile două metode, şi anume: metoda etalonului extern şi metoda curbei de etalonare.

Precizia rezultatelor depinde de atenţia şi grija cu care s-a făcut etalonarea.

Tabela 1

Material	Eroare relativă, %			
	Fe	SiO_2	CaO	Al_2O_3
Aglomerat de Lorena (Fe = 40%; SiO_2 = = 11%; CaO = 18%)	$\pm 0{,}6$	$\pm 0{,}30$	$+0{,}25$	$\pm 0{,}20$
Zgură de furnal (Fe sub 3%; SiO_2 = = 31—37%; CaO = = 40—48%; Al_2O_3 = = 13—20%)	$+0{,}5$	$\pm 0{,}245$	$\pm 0{,}175$	$\pm 0{,}11$

Într-o lucrare apărută recent [9] sînt analizate dificultăţile cărora trebuie să li se facă faţă la lucrul cu această metodă. Există dificultăţi datorită aparatului (variaţii de temperatură, în alimentarea electrică, depresiune în contorul cu flux gazos), precum şi datorită probei (variaţia gradului de umiditate, interacţiunea elementelor din probă, starea suprafeţei, omogenitatea, condiţiile de pastilare, caracterul reprezentativ).

Deoarece precizia rezultatelor depinde atît de mult de probă, pregătirea acesteia trebuie făcută cu multă rigurozitate. Este vorba, în special, de probele de minereuri concentrate sterile, în care concentraţia elementelor majore variază în limite largi şi care trebuie supuse unei pregătiri ce include o topire, o diluare cu un fondant potrivit şi o pastilare. În această privinţă aplicarea mecanizării este recomandabilă deoarece poate să asigure o reproductibilitate mai bună.

Constructorii aparaturii pentru analiza prin fluorescenţă cu raze X sînt preocupaţi, în prezent, atît de îmbunătăţirea aparaturii existente, în sensul automatizării tuturor operaţiilor de analiză şi a transformării automate a intensităţii în concentraţie, cît şi de conceperea unor instalaţii noi, cu gabarit şi mai redus şi cu performanţe sporite.

BIBLIOGRAFIE

[1] Michard J. *Dezvoltarea furnalului.* Express Inf. Ciorn. Met., nr. 19, 1967, p. 19. Ann. Minnes, nr. 2, 1967.

[2] Stukel J. *Încărcătura furnalului prezent şi viitor.* Mining. Cong. J., nr. 7, 1966, p. 57.

[3] Shah L. *Automatizarea în metalurgia feroasă.* Iron Age Metalwork. Internat., nr. 1, 1967, p. 25.

[4] Lafay F. *Analiza spectrografică cu fluorescenţa în raze X.* Technique Moderne, nr. 11, 1962, p. 481.

[5] Bourdieu J. M. *Spectrometria de emisie cu raze X.* Révue de Metalurgie, nr. 11, 1964, p. 1001.

[6] Wittmann A., Bourdeu J. M. şi Jorre D. *Analiza produselor nemetalice prin spectrometria de fluorescenţă în raze X.* Revue de Métalurgie, nr. 6, 1966, p. 529.

[7] Daniells A. *Dezvoltarea analizei prin fluorescenţă X într-o uzină metalurgică.* Chimie Analytique, nr.11, 1965, p. 571.

[8] Hautecler M. Hus A., Lesir M. şi Honcart J. *Analiza cantitativă prin fluorescenţă a minereurilor de fier şi aglomeratelor la uzinele Hainault — Sambre-Charleroi.* Révue de Metalurgie, nr. 9, 1963, p. 47.

[9] Wittmann A. *Utilizarea actuală şi dezvoltarea viitoare a fluorescenţei în raze X.* C.I.T. (C.D.S.), nr. 10, 1967, p. 2323.

Organizarea ştiinţifică a producţiei şi a muncii la uzina „Laminorul" — Brăila

Ing. A. DUMITRU şi ing. N. BĂRBULESCU
Uzina „Laminorul" — Brăila

CZ 621. 771 : 338. 062. 4

La uzina „Laminorul" — Brăila a existat o preocupare mai veche pe linia îmbunătăţirii activităţii economice, iar în ceea ce priveşte organizarea ştiinţifică a producţiei şi a muncii au fost întreprinse primele măsuri practice încă de la 1 ianuarie 1967, cînd s-a trecut la organizarea centralizată a activităţii de întreţinere şi reparaţii la sectorul I al uzinei şi la aplicarea unor variante de cumulare a meseriilor.

Aplicarea acestor măsuri a constituit punerea în practică a trei studii întocmite de grupa de organizare ştiinţifică încă din trim. IV 1966, şi anume : „Organizarea centralizată a activităţii de întreţinere şi reparaţii" ; „Centralizarea activităţii de calcul a salariilor" şi „Cumularea meseriilor" ceea ce a dus la creşterea eficienţei economice şi la îmbunătăţirea activităţii în sectoarele respective. Prin aplicarea integrală a acestor trei studii se preconizează o economie anuală de 715 mii lei şi o creştere a productivităţii muncii pe uzină cu 3,4%.

După primirea tematicii privind organizarea ştiinţifică a producţiei şi a muncii şi în urma studierii acesteia, conducerea uzinei a îmbunătăţit componenţa grupei de organizare, antrenînd în această acţiune un larg colectiv de cadre tehnice şi economice, compus din 57 ingineri şi tehnicieni, repartizaţi pe problemele prevăzute în planul de lucru.

S-a întocmit un plan de acţiune cuprinzînd un număr de 35 teme repartizate pe colectivele de lucru, dirijate de un colectiv central.

Temele respective au abordat diverse laturi ale activităţii uzinei, care se pot grupa în patru domenii de activitate, şi anume : în domeniul conducerii — 4 studii ; în domeniul organizării producţiei — 23 studii ; în domeniul organizării muncii — 5 studii ; în domeniul normării muncii — 3 studii.

Principiul care a stat la baza elaborării celor 35 teme a fost cel stabilit prin tematică, adică îmbunătăţirea indicatorilor tehnico-economici stabiliţi prin planul cincinal, în primul rînd fiind creşterea producţiei fizice a productivităţii muncii şi realizarea de economii.

Astfel au fost prospectate toate căile de creştere a productivităţii muncii, şi anume : mecanizări, automatizări, folosirea judicioasă a fondului de timp, organizarea producţiei, calificarea şi ridicarea calificării muncitorilor, tehnica nouă, normarea, repartizarea judicioasă a forţelor de muncă etc.

În direcţia mecanizării lucrărilor, în special a celor cu volum mare de muncă, s-au elaborat cinci teme, dintre care se citează : mecanizarea depozitului de produse finite, mecanizarea transportului intern şi interfazic, mecanizarea transportului prelaminatului [] 47 mm între caja a II-a de la trenul continuu şi caja I de la trenul mijlociu la laminorul I etc.

Pe linia repartizării judicioase a forţelor de muncă au fost întocmite cinci teme, dintre care se menţionează : analiza structurii organizatorice, analiza activităţii de transport etc.

În domeniul organizării producţiei au fost studiate un număr de 23 teme, din care se amintesc : organizarea locului de muncă, analiza capacităţii de producţie, individualizarea şi reamplasarea utilajelor din secţiile şuruburi, lanţuri şi cuie, analiza aprovizionării procesului de producţie etc.

De asemenea, au fost studiate două teme privind calificarea şi ridicarea cadrelor, două privind introducerea tehnicii noi, trei pe linia normării muncii şi două privind asimilarea de produse noi.

Concluziile trase după definitivarea temelor sînt satisfăcătoare, aplicarea acestor studii ducînd la îmbunătăţirea substanţială a activităţii economice a uzinei şi la optimizarea condiţiilor de muncă. Astfel, prin aplicarea măsurilor propuse ca urmare a studiilor arătate mai sus, se prevede obţinerea unui spor mediu al producţiei globale pe anii cincinalului, de 5 %, faţă de prevederile planului cincinal. De asemenea, productivitatea muncii, pe aceeaşi perioadă, urmează să înregistreze o creştere de 4,64 %.

Beneficiile peste plan ce urmează a se obţine în 1970, faţă de planul pe 1967, se cifrează la suma de 11 mil. lei, defalcate pe ani astfel : 2,0 mil. lei în anul 1967, 7,5 mil. lei în anul 1968, 1,6 mil. lei în anul 1969, şi 0,3 mil. lei în anul 1970.

Ca urmare a descoperirii de noi resurse şi beneficiile peste plan antecalculate pentru anii viitori pot fi majorate faţă de acestea.

Oricare ar fi modificările ce ar surveni, o concluzie ce s-a desprins în urma încheierii primei etape a acțiunii de organizare științifică este că analiza, în mod critic, a situației existente în uzină, a dus la descoperirea de noi rezerve pentru îmbunătățirea activității economice.

Eficiența economică rezultată ca urmare a aplicării studiilor este mai pregnantă dacă se prezintă indicatorii în valori absolute.

Astfel, creșterea producției globale pe anii cincinalului urmează a fi următoarea : în 1968 se vor realiza 43 mil. lei ; în 1969 se vor realiza 38 mil. lei ; în anul 1970 se vor realiza 38 mil. lei.

Deci în total se va realiza un spor al valorii producției globale pe anii următori din cincinalul în curs de aproximativ 130 mil. lei. De remarcat faptul că acest spor urmează a se realiza în condițiile reducerii numărului mediu scriptic al salariaților. Astfel, studiile prevăd o diminuare a normativului cu 222 salariați pînă la finele anului 1970.

În direcția folosirii raționale a capacității de producție în laminoare, analiza efectuată a dus la îmbunătățirea indicelui de utilizare cu 5%, ajungîndu-se a se utiliza 97% din capacitatea de producție. Ca urmare a acestui fapt se poate sconta pe un spor de producție peste prevederile cincinalului, la laminare, după cum urmează : 10 000 t în 1969 ; și 10 050 t în 1970.

De asemenea, merită a se evidenția faptul că studiile au fost întocmite pornind de la relațiile și cerințele producției uzinei și că paralel cu activitatea de analiză s-a trecut la aplicarea unora dintre ele, concretizîndu-se o parte din eficiența estimată. Pentru aplicarea celorlalte studii în continuare se creează condițiile necesare cerute de fiecare caz în parte.

Astfel, au fost aplicate următoarele studii :

— Înlocuirea a două bancuri de trefilat cu șapte mașini cu tragere multiplă. Acest studiu a dus la creșterea productivității muncii la secția trăgătorie, cu 18 %, și a permis obținerea anuală a unor economii în valoare de 547 954 lei.

— Creșterea capacității de încălzire a cuptoarelor cu propulsie prin lățirea vetrei și modificarea acestora corespunzător. Aceasta permite utilizarea țaglelor de lungimi pînă la 2 000 mm față de 1 650 mm cît se putea folosi înainte de modificare, creîndu-se posiblitatea creșterii producției fizice în laminoare de 4 mii t/an și obținerea de economii la prețul de cost, de 292 mii lei anual.

— Mecanizarea transportului prelaminatului între caja a II-a a trenului continuu și caja I a trenului mijlociu, a cărei aplicare a permis ușurarea condițiilor de lucru la locul de muncă respectiv și obținerea unor economii de 113 mii lei pe an.

— Asimilarea de produse noi. Au fost asimilate : oțelul cu profil hexagonal de 20—26 mm și PC ⌀ 6—8 mm, produse care aduc anual o economie de metal și economii la prețul de cost în construcții de 1 450 000 lei/an.

Din totalul de 35 studii întocmite s-au aplicat, în anul 1967, un număr de 16 studii, rezultînd economii în valoare de 2 056 000 lei. Folosirea eficientă a timpului de muncă a fost analizată în studiile 1 ; 28 ; 29 și 31, avînd ca efect reducerea unui număr de 94 salariați, respectiv în medie 42 salariați în anul 1967.

Analizîndu-se modul de organizare al C. T. C., studiul nr. 25, au rezultat măsuri privind reducerea pierderilor tehnologice, a reclamațiilor și a penalizărilor, îmbunătățirea gradului de ocupare a controlorilor ; s-au realizat astfel economii în valoare de 562 mii lei.

Reorganizarea activității de întreținere și reparații, studiul nr. 24, a dus la economii în valoare de 286 250 lei pe 1967.

Acțiunea de descoperire a noi rezerve interne este continuată fiind oglindită în planul de lucru din anul 1968 care conține teme privind : reducerea consumului de metal și mecanizarea lucrărilor cu volum mare de muncă fizică.

Astfel sînt în curs de definitivare sau elaborare studii cu următoarele teme : automatizarea alimentării mașinilor de filetat piulițe ; formarea capului hexagonal prin presare la șuruburile mecanice ; mecanizarea îndoirii oțelului beton ; înlocuirea actualului neutralizant, care nu dă o sare solubilă, în scopul asigurării evacuării apelor reziduale de la decapare la canalizarea orașului etc.

În urma unui calcul estimativ, prin aplicarea acestor studii se vor realiza economii la fondul de salarii de 140 mii lei anual, creșterea capacității de producție la oțel beton P. C. cu circa 500 t față de prevederile planului pe 1967, economii de 35 t metal, în valoare de 71 750 lei pe an, îmbunătățirea calității producției, a condițiilor de muncă și creșterea productivității muncii.

Conducerea uzinei „Laminorul" a asigurat continuitate în activitatea de organizare a producției prin încadrarea cu personal corespunzător și întocmirea planului de perspectivă.

Din planul de perspectivă se pot menționa temele :

— Studiul privind reducerea consumului de metal la confecționarea piulițelor, prin înlocuirea tehnologiei actuale ;

— Studiul privind automatizarea trecerii semilaminatului la partea din față a trenului mijlociu la laminorul I ;

— Studiul privind automatizarea vîrtelnițelor de colaci de la laminorul I ș. a.

În general, în activitatea de organizare științifică sînt antrenate toate cadrele cu pregătire tehnică superioară din cadrul uzinei „Laminorul", cu scopul obținerii unei munci de calitate și găsirii celor mai eficiente soluții în rezolvarea problemelor ce se ridică în activitatea uzinei.

Sistemul informaţional la Fabrica de produse refractare „9 Mai" — Turda

MARIA CIUPALĂ
Fabrica de produse refractare „9 Mai" — Turda

CZ 666.76 : 338.061

Prin organizarea ştiinţifică a producţiei şi a muncii, la fabrica „9 Mai" — Turda s-a făcut o analiză economică critică, care a permis depistarea deficienţelor şi a structurilor învechite din întreprindere, mergînd pînă la cele mai mici verigi, faze şi operaţii, inclusiv verigile de inspecţie şi control. S-au stabilit punctele principale unde intervin probleme de decizie şi s-au eliminat activităţile devenite nejustificate.

Din această analiză, ca o principală sarcină de informare, control şi prevenire, s-a desprins necesitatea organizării calculării preţului de cost din cinci în cinci zile. Analizîndu-se acest indicator important la fiecare 5 zile, se ajunge ca la sfîrşitul lunii să existe siguranţa realizării lui, ceea ce va atrage realizarea celorlalţi indicatori cu care este în strînsă legătură. S-au luat măsuri de precizare amănunţită a locurilor care prin însăşi organizarea anterioară contribuiau la nesiguranţa realizării în final a acestui indicator, astfel : între secţia de presare a cărămizilor şi încărcarea lor în cuptoare nu se făcea nici o legătură ; cuptoarele încărcau ce găseau pe linie după uscător.

Analizată fiind această deficienţă şi strîns legată de aceasta s-a întocmit un grafic de încărcare a cărămizilor în cuptoare ; secţia de prese este trasă la răspundere atunci cînd lipseşte un reper care este trecut în graficul de încărcare cuptoare şi cînd nu-l poate furniza. Astfel există certitudinea că prin controlul permanent, prin informarea care se desprinde şi prin deciziile ce se dau în urma corelării celor două grafice planul de producţie să fie realizat cu cantităţile de cărămizi şi reperele necesare livrărilor imediate şi la termenele stabilite în contractele de vînzări.

Urmărirea, cu ajutorul acestor grafice, a producţiei, a rezolvat şi posibilitatea calculării salariilor zilnic, eliminînd neprimirea documentelor de calcul la timp ; calculul salariilor se face după cantităţile recepţionate la ieşirea din uscător, ori aceste documente nu puteau fi finalizate şi se creeau greutăţi în special la sfîrşitul lunii, cînd statul de plată nu putea fi încheiat din lipsa elementelor.

De asemenea, trebuie să se menţioneze că în cadrul sectorului mecanic-şef s-a organizat evidenţierea pe comenzi a costurilor la matriţerie şi la metrologie, socotind şi din punct de vedere al realizării planului fizic al acestor două ateliere importanta măsură luată. Eficienţa acestui mijloc de evidenţiere este în primul rînd controlul asupra consumului specific de oţel la atelierul de matriţerie, precum şi controlul şi urmărirea realizării planului pe comenzi şi, implicit, realizarea şi depăşirea producţivităţii muncii.

S-a urmărit ca după posibilităţile existente în cadrul organizării ştiinţifice a producţiei şi a muncii să se stabilească o variantă optimă de organizare a circuitului informaţional şi, de aceea, s-a pornit la o analiză temeinică a situaţiei concrete existente, care să permită evidenţierea posibilităţilor de eliminare a paralelismelor, a formelor greoaie şi inutile care diminuează operativitatea datelor ce se colectează.

Aşa, de exemplu, în cadrul serviciilor funcţionale o serie de lucrări cu caracter statistic, de informare sau de analiză se făcea concomitent de două sau de mai multe servicii.

Aceleaşi date se colectau, se transmiteau şi se prelucrau de către serviciile C. T. C., planificare şi contabilitate (exemplu : colectarea rebuturilor cantitative pe grad de complexitate şi altele). În prezent, la fabrica „9 Mai" — Turda, prin organizarea sistemului informaţional s-au înlăturat astfel de paralelisme ; lucrarea trebuie să fie executată în exclusivitate de serviciul C. T. C., care are obligaţia de a furniza date tuturor celorlalte servicii.

Prin organizarea circuitului evidenţei, precum şi prin delimitarca atribuţiilor fiecărui angajat, în special din sistemul funcţional, s-a reuşit să se informeze conducerea întreprinderii chiar în momentul cînd fenomenul are loc ; astfel se pot lua măsuri operative de prevenire şi remediere a lipsurilor.

Pentru simplificarea metodei de informare s-a întocmit schema funcţională pe servicii şi birouri ; s-a realizat astfel o circulaţie accelerată a datelor fără locuri înguste şi pe canale cît mai directe şi s-a înlesnit operativitatea în efectuarea analizei şi în luarea deciziilor.

În viitorul apropiat este necesară organizarea unui sistem economic informaţional unitar, care să îndeplinească funcţiile sistemului nervos şi în care optimul să fie îmbinat cu operativul şi cu eficientul ; pentru aceasta vor trebui studii aprofundate, de lungă durată, a oamenilor de ştiinţă, cu contribuţia specialiştilor din producţie.

Activitatea şi asigurarea materială a cabinetului model de protecţia muncii, centru metodologic de propagandă

Ing. ŞT. RĂDVAN
Intreprinderea de construcţii şi montaje siderurgice — Galaţi

Primul contact cu problemele de protecţia muncii îl ia muncitorul, tehnicianul sau inginerul în ziua angajării, cînd în cadrul cabinetului de protecţie a muncii primeşte noţiunile generale despre activitatea întreprinderii, specificul muncii şi principalele măsuri generale de protecţie a muncii.

Cabinetul de protecţie a muncii are o bogată dotare materială şi foloseşte la instructaje, macheta întreprinderii, machete de utilaje şi instalaţii în stare de funcţionare, exponate de scule, echipament de protecţie, panouri şi dispozitive avertizoare, afişe, filme cu teme de protecţie a muncii şi alte materiale documentare începînd cu problemele de săpături şi terminînd cu problemele de electrosecuritate.

Noul angajat, oprit în faţa standului cu lucrări de montaj construcţii metalice, poate vedea porţiuni de hală redusă la scară şi măsurile de protecţie a muncii luate pentru realizarea ei, schele speciale, plase de protecţie, scări de acces, manechine în mărime naturală cu echipamentul de protecţie adecvat meseriei sau locului de muncă respectiv.

Manechinele sînt prezentate în mod cît mai apropiat de realitate, iar lucrările la înălţime sînt prezentate cu dispozitivele anticado, căştile de protecţie, centurile de siguranţă etc.

Asemenea standuri sînt şi pentru lucrările de sudură, zidărie, dulgherie, săpături şi batere piloţi.

Problemele de electrosecuritate, pentru care s-a organizat un stand aparte, sînt ilustrate prin utilaje acţionate electric, folosite în diferite domenii de activitate, a căror prezentare în ansamblu favorizează înţelegerea mai uşoară a măsurilor de protecţie a muncii.

Din exponate mai fac parte vitrine cu scule reglementare şi scule necorespunzătoare, care au fost găsite pe teren de către tehnicienii serviciului protecţia muncii, avînd etichete cu numele muncitorilor care le-au folosit, precum şi ale şefilor lor direcţi.

Cabinetul de protecţie a muncii are la dispoziţie un bogat material documentar, ca: broşuri, cărţi, reviste, acte normative etc., precum şi un număr de opt filme, din care majoritatea se proiectează zilnic, pentru realizarea unui instructaj de bună calitate.

Asupra instructajului mai influenţează, în mod favorabil, şi băncile tip şcolar, al căror pupitru este acoperit cu sticlă sub care sînt expuse afişe sugestive şi extrase din instrucţiuni, care trezesc atenţia şi interesul celui instruit.

Activitatea cabinetului de protecţie a muncii se desfăşoară după un plan trimestrial, la realizarea căruia contribuie întregul colectiv al serviciului de protecţie a muncii, precum şi cadre tehnico-inginereşti din conducerea întreprinderii.

În cadrul cabinetului sînt organizate întîlniri cu şefi de echipă, maiştri, ingineri etc., fruntaşi în producţie. Schimburile de experienţă organizate au arătat că, în cadrul întreprinderii există posibilităţi mari de ridicare a nivelului de cunoştinţe tehnice pentru protecţia muncii, ale tuturor salariaţilor.

La cabinetul de protecţie a muncii se întocmesc diferite materiale de propagandă, ca: texte pentru staţia de radioamplificare, articole pentru ziarul uzinal, conspecte pentru instructaje periodice şi demonstrative la locurile de muncă care ridică probleme deosebite. Tot aici, cu sprijinul cadrelor medicale, se fac expuneri angajaţilor despre noţiunile de igienă a muncii.

Cabinetul colaborează în mod permanent cu celelalte servicii ale întreprinderii, fiind la curent cu toate realizările; în acest fel îşi poate orienta activitatea pentru îndeplinirea sarcinilor întreprinderii.

Cu toate că în anul 1967, activitatea întreprinderii s-a extins, iar periculozitatea lucrărilor a crescut faţă de anul 1966, numărul absolut de accidente de muncă a scăzut cu 16%. O scădere apreciabilă a fost înregistrată la noii angajaţi, procentul accidentelor fiind mult mai scăzut faţă de anul 1966 deşi numărul de angajaţi noi a crescut.

Pentru viitor, în centrul preocupărilor cabinetului, se va menţine grija pentru intensificarea activităţii şi ridicarea propagandei la un nivel superior. Vor fi realizate emisiuni pentru staţiile de radioamplificare, cu materiale culese pe viu cu magnetofonul.

În cîteva locuri centrale vor apărea fotomontaje cu imagini pozitive şi negative, culese de pe şantiere.

Metoda de ridicare a nivelului pregătirii conducătorilor procesului de muncă prin examinările periodice asupra a tot ce este mai nou în probleme de legislaţie şi normative, începută în anul 1967 şi continuată în prezent, constituie un sprijin substanţial dat de conducerea întreprinderii cabinetului de protecţie a muncii.

Pregătirea în vederea acestei examinări a fost sprijinită prin organizarea de consultaţii în cadrul cabinetului, la care au participat majoritatea conducătorilor procesului de muncă, creîndu-se astfel baza materială obţinerii unor rezultate net superioare faţă de anii trecuţi.

În anul acesta se va realiza, pe lîngă cabinetul de protecţie a muncii, un atelier pentru confecţionarea centralizată şi la un nivel grafic corespunzător a materialelor de agitaţie vizuală, care se vor afişa la locurile de muncă.

În prezent toate eforturile se orientează în direcţia formării unei opinii de masă pe linie de protecţie a muncii atît a muncitorilor, cît şi a conducătorilor proceselor de muncă, menită să ducă la prevenirea accidentelor de muncă, a îmbolnăvirilor profesionale şi la îmbunătăţirea condiţiilor de muncă, factor hotărîtor la ridicarea productivităţii muncii pe o treaptă superioară.

S. BUZILĂ. **Tehnologia formării.** Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1964

Cu toate că dispunem de o bogată literatură de specialitate în domeniul turnătoriei, totuşi, din ce în ce mai mult s-a făcut simţită lipsa unui tratat complet al tehnologiei formării, la un nivel superior, care să poată fi la îndemîna studenţilor de la Facultatea de metalurgie, secţia turnătorie.Considerăm că autorul, prin publicarea lucrării, a reuşit să completeze deplin această lipsă.

Domeniul complex al problemelor tehnologiei formării a fost împărţit în lucrare, în mod generic, în patru părţi : materiale de formare ; formarea propriu-zisă ; confecţionarea modelelor ; grupa operaţiilor posterioare formării (dezbaterea, curăţarea şi calitatea pieselor turnate).

Privite în ansamblu, în mod general, cele patru părţi ale lucrării se caracterizează prin două aspecte importante şi anume : în primul rînd faptul că problemele sînt prezentate la nivelul ultimului stadiu al tehnicii pe plan mondial şi în al doilea rînd, prin aceea că într-o serie de probleme tehnologice determinate se pun la dispoziţie metode ştiinţifice de calcul, cum ar fi, de exemplu, cel al limitelor de aplicare a turnării în forme crude, precum şi alte calcule bazate pe fizică, chimie etc.

Partea întîi tratează problemele legate de materialele de formare, de proprietăţile materiilor prime şi ale amestecurilor de formare, metodele de control. Capitolele conţin un mare număr de diagrame importante care, fiind la îndemînă celor din producţie şi fiind aplicate în ultimă instanţă, vor avea o mare eficienţă economică prin reducerea rebuturilor şi a cheltuielilor de producţie. Se consideră însă că în această parte trebuia acordată mai multă atenţie amestecurilor de formare fluide cu autoîntărire.

Partea a doua tratează, în patru capitole mari, întreaga gamă a executării formelor (pe cale manuală, mecanizată, coji şi forme permanente). Subcapitolele cele mai importante au fost dezvoltate şi completate cu un mare număr de calcule şi diagrame, precum şi cu o descriere mai detaliată a utilajelor aferente (acolo unde a fost necesar) ; altele au fost redate numai schematic, spre a nu depăşi domeniul lucrării. Considerăm că era bine să fie mai mult tratată problema formării pieselor mari, în special a celor din oţel.

Partea a treia a lucrării tratează problemele legate de realizarea modelelor, începînd cu proiectarea acestora, materiile prime folosite, tehnologia şi utilajul de execuţie. În afară de procedeele clasice, sînt dezvoltate şi noile procedee tehnologice de confecţionare a unor modele specifice formării mecanizate, cum ar fi cele din mase plastice. Autorul a acordat o atenţie deosebită şi calităţii modelelor, dezvoltînd tehnologia propriu-zisă a execuţiei modelelor din lemn. Legat de calitate sînt indicate şi calculele geometrice, îndeosebi la execuţia modelelor roţilor dinţate. Considerăm că în această parte era util să se arate modul de reparare şi depozitare a modelelor.

Partea a patra se ocupă de operaţiile ulterioare turnării, accentuînd descrierea utilajelor specifice acestora. Urmează o analiză a defectelor posibile la piesele turnate, defecte legate de formare-turnare ; se indică măsurile de remediere a lor.

Lucrarea se încheie cu o analiză a pieselor turnate, din punct de vedere al indicilor tehnico-economici, autorul trecînd în revistă problemele preciziei, a calităţii suprafeţelor, a alegerii variantei tehnologice, a preţului de cost. Sîntem de părere că problema defectelor pieselor turnate trebuia tratată mult mai pe larg, avînd în vedere ponderea mare pe care o ocupă rebuturile în turnătorii.

În încheiere, considerăm că lucrarea îşi atinge scopul propus şi acoperă un gol care există de mult în literatura noastră de specialitate, constituind un tratat la nivel superior pentru viitoarele cadre inginereşti, dar în acelaşi timp şi un manual valoros pentru cadrele de concepţie şi din producţie în rezolvarea problemelor care apar zilnic. În această ordine de idei considerăm că ar fi fost oportună, în vederea operativizării folosirii lucrării, întocmirea şi introducerea, ca o anexă, a unui index de probleme. De asemenea, considerăm că indicatorul bibliografic putea să cuprindă mai multe lucrări din literatura de specialitate.

Precizăm, de asemenea, că unele STAS-uri citate în lucrare sînt perimate, fiind între timp revizuite, ceea ce denotă că timpul scurs de la elaborarea materialului şi pînă la apariţia lucrării a fost mult prea lung.

Ing. *H. HEGER*

A.R. FLINN. **Fundamentals of metal casting (Principii fundamentale privind turnarea metalelor).** S.U.A., Addison-Wesley Publishing Company, Inc., 1963, 324 pag., 190 fig. 34 tabele, 115 referinţe bibliografice, 1 index.

În ultimul deceniu progresele realizate în domeniul turnării metalelor au fost remarcabile. Printre acestea se pot cita punerea la punct a fontelor cu grafit nodular cu caracteristici superioare, a fontelor înalt rezistente la uzură şi la temperaturi înalte, a oţelurilor refractare ; metode noi de turnare şi materiale noi de formare care asigură o înaltă precizie dimensională ; procedee speciale de tratare a metalului lichid în cuptor şi în afara cuptorului ce permit obţinerea unor aliaje de calitate.

Aceste realizări au fost posibile datorită numeroaselor cercetări şi studii privind mecanismul şi cinetica proceselor de turnare, la explicarea cărora s-au folosit tot mai mult cunoştinţele dobîndite în alte ramuri ale ştiinţei (chimie, fizică, matematică, metalurgie fizică, materiale refractare) strîns legate de tehnologia topirii şi a turnării metalelor.

Lucrarea prof. R. Flinn tratează cele mai moderne metode de turnare, analizîndu-se din punctul de vedere al principiilor fundamentale implicate. Se scoate în evidenţă esenţa fenomenelor, partea lor generală. Ca un fundal al întregii lucrări rămîn întrebările : de ce? cum? şi cînd? au loc anumite fenomene, la care autorul dă răspunsuri precise, însoţite de exemplificări practice.

Partea I a lucrării cuprinde aspectele fizice ale turnării metalelor. Se începe cu o discuţie asupra mecanismului şi vitezei de solidificare în corelaţie cu temperatura şi compoziţia chimică a aliajului, urmată de consideraţii asupra dimensionării maselotelor şi a reţelei de turnare a piesei, ţinînd seama de legile hidrodinamice care guvernează curgerea metalelor şi a aliajelor lichide.

În continuare se analizează deformările ce pot avea loc la răcirea piesei (crăpături, tensiuni) ca urmare a gradienţilor de temperatură ce au loc la turnare. Un deosebit interes prezintă capitolele care tratează procedura formelor şi construcţia utilajelor de formare, a materialelor de formare proiectarea formelor şi a proceselor, în care sînt analizate, metode noi de formare şi turnare.

Partea a II-a se ocupă de chimia metalelor lichide, punîndu-se accentul pe compoziţia chimică în timpul topirii şi afinării, în vederea unei selecţionări optime a cuptoarelor de topire. Această parte se încheie cu un capitol în care sînt concentrate principalele calcule metalurgice.

Materialul prezentat cuprinde numeroase diagrame, figuri, precum şi date ştiinţifice şi practice. Pentru prelucrarea datelor şi interpretarea fenomenelor, autorul foloseşte un aparat matematic avansat.

Lucrarea se încheie cu un scurt dicţionar care cuprinde termeni specifici de turnătorie şi o nomenclatură a reţelelor de turnare. Un index bogat facilitează consultarea materialului.

La elaborarea lucrării autorul a folosit un bogat material bibliografic (printre care şi numeroase lucrări personale), indicat la sfîrşitul fiecărui capitol. Meritul lucrării constă în modul original de interpretare a proceselor care au loc la turnarea metalelor, prin numeroasele date şi mai ales prin faptul că reuşeşte să pătrundă în explicarea fizico-chimică a fenomenelor.

Scrisă la un nivel superior, într-un stil clar şi atrăgător, lucrarea recenzată prezintă un interes deosebit pentru inginerii care se ocupă cu problemele de turnarea metalelor, putînd fi utilă şi studenţilor de la facultatea de metalurgie.

Ing. *ECATERINA SPLEISS*

Teoreticeskie osnovî proizvodstva kovkovo ciuguna i grafitizirovannoi stali (Bazele teoretice ale producerii fontei maleabile şi ale oţelului grafitat). Culegere de lucrări, elaborată sub redacţia prof. I.I. Horoşov, Rostov, Editura Universităţii, 1966, 120 pag.

Culegerea cuprinde 20 de articole elaborate în principal de cercetătorii de la catedra de metalurgie fizică a Institutului pentru construcţia de maşini agricole, precum şi de cei de la Uzina constructoare de maşini agricole din Rostov.

Se ştie că aceşti cercetători în decursul ultimilor ani au obţinut o serie de rezultate valoroase în domeniul producerii fontelor maleabile cu proprietăţi ridicate.

Articolele publicate în culegerea analizată pot fi împărţite după conţinut în două grupe : *a* — articole care se ocupă cu problema scurtării duratei de grafitizare la maleabilizarea fontelor (elaborate în cea mai mare parte de colectivul condus de prof. I.I. Horoşov) şi *b* — articole care se ocupă cu metode de control şi măsurare a proceselor care au loc în timpul tratamentului termic.

Referindu-ne numai la prima grupă de articole, se menţionează că ele aduc precizări în ceea ce priveşte mecanismul accelerării procesului de grafitizare la obţinerea fontelor maleabile negre.

Deosebit de interesante sînt datele care se referă la mecanismul influenţei modificării fontelor cu aluminiu şi bor asupra numărului de separări de grafit ; aceste elemente formează nitruri (AlN, BN) care joacă rol de germeni de grafitizare în timpul operaţiei de maleabilizare a fontelor. În sprijinul acestei păreri sînt aduse următoarele fapte : obţinerea numărului redus de separări de grafit în condiţiile elaborării fontelor în vid, formarea grafitului la limita cementită-ferită, influenţa temperaturii şi a vitezei de încălzire a fontelor etc.

Se arată că, spre deosebire de aluminiu, borul nu are numai un efect de modificare, ci şi de aliere.

Articolele care se referă la influenţa sulfului asupra vitezei de grafitizare şi a formei separărilor de grafit reuşesc să scoată mai bine în evidenţă importanţa raportului Mn : S în fontele maleabile. În condiţiile celor mai multe uzine din U.R.S.S. acest raport se alege între 2,3 şi 3,8. Se explică de ce sulful în fontele maleabile nemodificate are o influenţă negativă, iar în fontele modificate — din contră — o influenţă pozitivă asupra structurii şi proprietăţilor mecanice.

Totuşi, nici pînă în prezent, nu se reuşeşte să se dea o explicaţie fizică a mecanismului influenţei raportului Mn : S asupra formei separărilor de grafit.

În lucrare se aduc de asemenea precizări în privinţa mecanismului formării perlitei la periferia (suprafaţa) pieselor, precum şi în privinţa influenţei hidrogenului şi a numărului de separări de grafit asupra duratei de grafitizare a cementitei libere şi a perlitei.

Lucrarea recenzată este de un real folos specialiştilor care se ocupă cu elaborarea şi turnarea fontelor maleabile.

Dr. ing. *L. SOFRONI*

V. M. Ciursin şi P. N. Bidulea. **Tehnologhia litia ţvetnîh splavov (Tehnologia turnării aliajelor neferoase).** Moscova, Metallurghia, 1967, 2 500 ex.

Prezenta lucrare a celor doi specialişti sovietici, care a apărut la sfîrşitul anului trecut, cuprinde într-un spaţiu relativ restrîns noţiuni teoretice şi ceva indicaţii tehnologice privind elaborarea şi turnarea aliajelor neferoase. La alcătuirea cărţii, autorii au avut drept bază programa unui curs de învăţămînt superior din cadrul specialităţii de turnare a metalelor şi a aliajelor feroase şi neferoase.

Lucrarea este împărţită în cinci capitole : „Compoziţia şi proprietăţile metalelor şi aliajelor neferoase" ; „Bazele topirii metalelor şi aliajelor neferoase" ; „Cuptoare pentru topirea metalelor şi aliajelor neferoase" ; „Practica topirii metalelor şi aliajelor neferoase" ; „Bazele tehnologice şi posibilitatea obţinerii pieselor din aliaje şi metale neferoase".

În primul capitol se sistematizează, conform normelor GOST, principalele aliaje neferoase, indicîndu-se la început modul lor de marcare. Sînt cuprinse aliajele aluminiului (aluminiu-siliciu, aluminiu-siliciu-magneziu, aluminiu- siliciu-magneziu-cupru, aluminiu-magneziu), ale magneziului (magneziu-siliciu, magneziu-mangan, magneziu-aluminiu-zinc), ale titanului, ale cromului, ale niobiului, ale molibdenului, ale wolframului, ale cuprului (bronzurile cu staniu, bronzurile cu aluminiu, alamele obişnuite, alamele speciale), ale nichelului şi aliajele cu punct coborît de topire.

Cel de-al doilea capitol, deşi abordează probleme foarte eterogene, de la cele mai simple la cele mai complicate, rămîne un model de capitol pentru o lucrare didactică. Sînt prezentate acţiunile metalelor cu oxigenul şi îndepărtarea lui din aliaje.

Reacţiile respective sînt analizate pe baza potenţialelor termodinamice, a coeficienţilor de difuzie, a tensiunilor de disociere etc. După aceeaşi metodologie este descrisă şi interacţiunea metalelor neferoase cu hidrogen şi alte gaze. O atenţie deosebită este acordată problemei degazării aliajelor. În încheierea acestui capitol principal se prezintă interacţiunea dintre fondanţi, zgură şi căptuşeala cuptorului, iar separat cîteva noţiuni de modificare a aliajelor.

În capitolul de cuptoare se descriu numai principial cuptoarele cu creuzet, staţionare, rotative, cu avantajele şi dezavantajele respective. Mult mai multă atenţie este acordată cuptoarelor electrice şi, în primul rînd, celor cu inducţie. Aici sînt date chiar scheme electrice. Capitolul se încheie cu un foarte simplist mod de calcul al încărcăturii.

Capitolul privind practica elaborării aliajelor neferoase cuprinde topirea aliajelor pe bază de aluminiu (mersul topirii, degazarea, rafinarea, modificarea), a aliajelor pe bază de magneziu (se dau date complete privind topirea în cuptoare staţionare), a cuprului, a bronzurilor şi a alamelor, a nichelului şi a aliajelor de nichel, a aliajelor cu punct scăzut de topire. Un spaţiu special este acordat topirii şi turnării aliajelor greu fuzibile, fiind date cîteva scheme de topire cu electrod.

Ultimul capitol cuprinde noţiuni privind turnarea lingourilor din aliaje neferoase (în lingotiere, turnarea continuă), turnarea pieselor din metale şi aliaje neferoase (în forme crude şi uscate, în cochile, sub presiun , centrifugă).

Avînd în vedere multitudinea datelor şi respectarea strictă a principiului prezentării materialului de la simplu la complex, se recomandă lucrarea de faţă tuturor acelora care vor să se iniţieze în turnarea aliajelor neferoase şi, în primul rînd, studenţilor de la facultatea de metalurgie.

Ing. *C. RĂDULESCU*

B. A. Noskov şi I. N. Denghin. **Folosirea gazului metan la elaborarea fontei în cubilou.** Bucureşti, Editura tehnică, 1968, 116 pag.

Folosirea gazului metan în metalurgie permite să se mărească mult productivitatea cuptoarelor şi să se amelioreze tehnologia elaborării. De aceea, utilizarea gazului metan, cu putere calorifică mare, la topirea fontei în cubilouri, în locul cocsului de turnătorie, scump şi deficitar, prezintă un interes deosebit din punct de vedere economic.

În urmă cu cîţiva ani, în ţara noastră a avut loc o serie de încercări de înlocuire parţială a cocsului cu gaz metan, dar anumite deficienţe legate de adaptarea constructivă a cubilourilor la mersul cu cocs + gaz metan, nerezolvate, au făcut ca o bună perioadă să se abandoneze încercările şi să se considere ca o soluţie de neadmis. Rezultatele bune în exploatare ale unor cubilouri din alte ţări şi proiectarea unor cubilouri care lucrează cu cocs + gaz metan, în curs de construcţie şi la noi în ţară, au determinat Editura tehnică să considere ca deosebit de actuală publicarea, în traducere, a cărţii de faţă. Bazată pe o multilaterală bibliografie, lucrarea lui B. A. Noskov şi I.N. Denghin răspunde la problemele tehnologice legate de exploatarea cubilourilor prevăzute iniţial să lucreze cu cocs şi gaz metan, şi adaptarea cubilourilor existente pentru înlocuirea parţială a cocsului cu gaz metan.

Pentru a răspunde la aceste probleme cartea a fost concepută pe următoarele capitole: „Generalităţi"; „Calcule termice la arderea cocsului şi a gazului metan"; „Condiţiile de ardere în cubilou a cocsului şi a gazului metan"; „Particularităţile topirii în cubilourile cu cocs şi gaz metan"; „Construcţia şi exploatarea cubilourilor alimentate cu cocs şi cu gaze"; „Posibilităţile suplimentare ale utilizării gazului metan"; „Topirea fontei în cubiloul alimentat cu gaz metan"; „Suflarea gazului metan prin fontă"; „Concluzii".

Faţă de ediţia în limba rusă, forma publicată în limba română este prescurtată, în sensul eliminării noţiunilor generale de istoric.

Se apreciază ca cele mai reprezentative capitole ale lucrării acelea referitoare la condiţiile de ardere în cubilou a cocsului şi a gazului metan şi particularităţile topirii în cubilourile de cocs şi gaz metan. După parcurgerea lor se poate constata cu uşurinţă cauzele care au determinat rezultate mai puţin reuşite în unele încercări. Cu toate că lucrarea este foarte redusă ca volum, se consideră că ea răspunde şi la toate problemele legate de exploatarea cubilourilor alimentate cu cocs şi gaz metan.

Cele 45 de trimiteri bibliografice fac din lucrarea lui B.A. Noskov şi I.N. Denghin o carte documentată, fiind consemnată şi experienţa ţării noastre în ceea ce priveşte insuflarea gazului metan în fonta cenuşie. Şi din acest punct de vedere, se poate afirma că lucrarea în discuţie merită toată atenţia, operaţia de adaptare prin eliminarea unor părţi mai puţin utile şi introducerea altora determinînd o profilare a ei faţă de nevoile specialiştilor din România; se poate afirma că publicarea lucrării reactualizează o problemă tehnică din turnătorii, de mare eficienţă economică, pe nedrept parţial abandonată.

Ing. *C. RĂDULESCU*

CURSURI DE PERFECȚIONARE ÎN DOMENIUL TURNĂTORIEI

Cursurile de perfecționare în domeniul turnătoriei, cu durata de 3—6 zile, au ca scop să ofere inginerilor și tehnicienilor care lucrează în specialitatea turnătorie, posibilitatea actualizării și completării cunoștințelor tehnico-științifice, accentul punîndu-se asupra laturii aplicative; ele nu urmăresc repetarea cunoștințelor căpătate în școală, ci îmbogățirea acestora cu noile realizări ale cercetării științifice și tehnicii de turnare.

Această activitate este organizată de grupa de turnătorie a secției construcții de mașini și prelucrare — Consiliul Național al Inginerilor și Tehnicienilor și de Ministerul Industriei Construcțiilor de Mașini.

Cursurile de perfecționare de turnătorie se vor organiza pe sesiuni; fiecare sesiune va fi consacrată unei teme, pentru ca, pe parcursul celor 3—6 zile, tema să poată fi trasată și dezbătută aprofundat și să se poată trece în revistă soluțiile cele mai recente ale tehnicii și tehnologiei de turnare.

La încheierea fiecărui curs va avea loc un colocviu de verificare a cunoștințelor însușite și se va înmîna fiecărui cursant o adeverință de care să se țină seamă în întreprinderi.

Cursurile vor fi organizate în localități unde există uzine sau institute care permit organizarea de lucrări de laborator, demonstrații practice, vizitarea unor instalații și aparaturi moderne etc. care să completeze subiectele tratate.

Program pentru anul 1968

BRAȘOV

Lianți sintetici în amestecurile de formare

a) Lianți autoîntăritori.

b) Lianți pentru procedeul „cutii calde".

c) Inhibitori speciali pentru amestecuri cu ciment, silicat de sodiu etc.

d) Metode de verificare în laborator și exploatare a calităților lianților.

e) Lianți pentru formare în coji; mijloace de verificare.

REȘIȚA

Elaborarea fontei în cuptoare electrice

a) Cuptoare electrice în turnătorii de fontă cenușie (caracteristici, domenii de utilizare etc.).
b) Conducerea procesului de elaborare a fontelor cenușii în cuptoarele cu arc.
c) Elaborarea în cuptoare cu inducție, cu creuzet și în canal.
d) Economicitatea elaborării fontelor cenușii în cuptoare electrice în raport cu alte procedee de elaborare.
e) Calități de fonte obținute în cuptoarele electrice.
f) Cuptorul electric în perspectivă.

BUCUREȘTI

Elaborarea oțelului de turnătorie

a) Cuptoare pentru elaborarea oțelului de turnătorie.
b) Conducerea procesului de elaborare în cuptorul cu arc.
c) Conducerea procesului de elaborare în cuptorul cu inducție.
d) Elaborarea oțelurilor înalt aliate cu Cr și Ni de tip austenitic.
e) Elaborarea oțelului acid în turnătoriile românești; perspective de viitor.
f) Întrebuințarea oxigenului la elaborarea oțelului de turnătorie în cuptoare electrice.
g) Degazarea în vid a oțelurilor de turnătorie.

SIBIU

Utilaje de turnătorie

a) Mașini de formare pentru linii mecanice și automatizate.
b) Aruncătoare centrifuge de amestec.
c) Mașini pentru realizarea unor grade mari de îndesare.
d) Economicitatea utilizării liniilor mecanice în operațiile de formare.

BUCUREȘTI

Fonte modificate

a) Determinarea efectului modificator.
b) Natura modificărilor; prealiaje de modificare.
c) Procese tehnologice de modificare cu SDV-urile necesare.
d) Perspectiva folosirii fontelor modificate în construcția de mașini.

SLATINA

Aliaje de aluminiu turnate

a) Aliajele de aluminiu turnate în construcția de mașini (clasificare, caracteristici, domenii de aplicare etc.).
b) Elaborarea aliajelor de tip silumin.
c) Construcția și execuția formelor metalice pentru turnarea aliajelor de aluminiu.
d) Aliaje de aluminiu pentru organe de mașini solicitate la uzură.
e) Cuptoare pentru elaborarea aliajelor de aluminiu.
f) Dezoxidanți și degazanți utilizați la elaborarea aluminiului.

Program pentru anul 1969

BRAȘOV

Fonta cu grafit nodular

a) Considerații privind fonta cu grafit nodular ca material de construcție și locul acestuia în perspectiva dezvoltării construcțiilor de mașini.
b) Mijloace de obținere (tehnologie): cuptoare, modificatori, dispozitive de modificare.
c) Considerații teoretice privind transformările în stare lichidă și solidă a fontei cu grafit nodular.
d) Caracteristicile fizico-mecanice ale fontelor cu grafit nodular; comparații cu fonta maleabilă.
e) Aspecte privind tratamentul termic al fontei cu grafit nodular.

HUNEDOARA sau CALAN

Fabricația lingotierelor

a) Elemente constructive ale lingotierelor pentru lingouri destinate laminoarelor și forjelor.
b) Metode noi de formare și miezuire a lingotierelor pe bază de amestecuri clasice.
c) Formarea lingotierelor în amestec cu ciment.
d) Elaborarea și turnarea lingotierelor; caracteristicile fizico-mecanice ale fontelor turnate.
e) Procese aplicate lingotierelor după turnare pînă la livrarea finală.
f) Exploatarea lingotierelor.

CLUJ

Nisipuri pentru turnătorie

a) Nisipuri cuarțoase și nisipuri naturale pentru turnătorie.
b) Argile de turnătorie în țara noastră.
c) Bentonitele de turnătorie; condiții, caracteristici etc.
d) Activarea bentonitelor.
e) Principii de preparare a amestecurilor la formare.
f) Încercări normale și speciale ale amestecurilor pentru forme și miezuri.

GALAȚI sau OȚELUL ROȘU

Cilindri de laminor turnați

a) Cilindri de laminor turnați din fontă și oțel (clasificare, calități, utilizări, dimensiuni).
b) Turnarea cilindrilor semiduri.
c) Elaborarea și turnarea cilindrilor cu crustă dură.
d) Cilindri de laminor din oțel turnat.
e) Tratamente termice aplicate cilindrilor turnați din oțel.
f) Cuptoare speciale utilizate la fabricarea cilindrilor de laminor.

Organizarea participării

Înscrierea la cursuri se va face de către întreprinderi, indicîndu-se numele participanților și cursurile la care aceștia urmează să fie înscriși.

Înscrierile se înregistrează în ordinea cronologică a primirii acestora la sediul C.N.I.T. — Calea Victoriei 118, tov. ing. Gh. Stănciulescu; numărul de locuri este limitat la 30 persoane pentru fiecare curs. În cazul în care numărul cererilor va depăși 30 persoane, cursurile respective se vor repeta.

Data exactă a fiecărui curs va fi comunicată din timp întreprinderilor.

Cursanții vor primi la terminarea cursurilor textul scris al expunerilor și lucrărilor în mod gratuit, iar întreprinderile care vor dori să-și procure aceste texte într-un număr mai mare de exemplare, le vor comanda la Institutul Central de Documentare Tehnică. Pe baza lor cursanții și alți specialiști vor putea organiza cursuri asemănătoare în întreprinderi, astfel încît într-o perioadă de 2—3 ani majoritatea cadrelor tehnice din turnătorii să frecventeze cursuri de perfecționare.

Participanții la cursuri vor fi considerați în activitate de serviciu; toate cheltuielile de deplasare, cazare și diurnă vor fi suportate de instituțiile sau întreprinderile cărora le aparțin.

Înscrierile la cursurile organizate în anul 1968 sînt deja încheiate, iar pentru cele programate în anul 1969 se fac pînă la data de 30 septembrie a.c.

A XII-a sesiune a cadrelor didactice din I. P.-Galați

În zilele de 10 și 11 mai 1968 a avut loc a XII-a sesiune științifică a cadrelor didactice din I.P. — Galați, manifestare importantă reflectînd, în numeroasele lucrări prezentate în opt secții de specialitate, varietatea și adîncimea cercetării științifice a cadrelor didactice, temeinic bazată pe practica construcției socialiste din țara noastră.

Dintre comunicările prezentate la această sesiune se reținem, ca avînd un interes deosebit din punct de vedere metalurgic, următoarele:

— „Sinteză privind nivelul actual de cercetare a uzurii organelor de mașini" (*M. Jiscanu*).

— „Cercetări asupra comportării la coroziunea atmosferică a unor aliaje de aluminiu românești" (*M. Manolache, D. Răileanu, N. Teodorescu, Olga Mitoșeriu* și *Elena Drugescu*).

— „Studiul capacității protectoare în medii atmosferice a unor vopsele pe bază de rășini sintetice aplicate pe aluminiu" (*M. Manolache, D. Răileanu, M. Teodorescu, Olga Mitoșeriu, C. Brumă* și *C. Olariu*).

— „Influența regimului termic asupra structurii și proprietăților mecanice ale tablelor fasonate prin încălzire lineară" (*M. Manolache*).

— „Unele aspecte ale susceptibilității la coroziune a oțelului 0 9 G 2 folosit în construcții navale (*C. Ciucă, Elena Drugescu, M. Teodorescu* și *C. Andronic*).

— „Sudarea în baie a șinelor de rulare tip KP cu conținut mărit de carbon" (*E. Czitrom* și *I. Grozea*).

— „Asupra unor fenomene de structură observate la încălzirea și răcirea oțelului OLC 45 în intervalul 800—1200°C (Prof. *A. Domșa, E. Bicsak* și *M. Filipescu*).

— „Dependența dintre structură și anumiți indici ai prelucrabilității prin așchiere a oțelului OCL 60" (*C. Ciucă, M. Teodorescu, E. Țîru* și *I. Tarău*).

— „Considerații cu privire la posibilitatea de apreciere a durabilității stanțelor" (*M. Teodorescu*).

Întrebările și discuțiile purtate pe baza expunerilor făcute au scos în evidență în mod pregnant părțile caracteristice și posibilitățile de extindere teoretică și practică a acestora.

Prof. ing. *C. WANYOREK*

BIPROHUT

Proiectant pentru uzine metalurgice moderne mari

Metalurgia s-a dezvoltat în Polonia ca o ramură industrială mare, cu o influență decisivă asupra dezvoltării numeroaselor industrii ale economiei naționale. În ultimii douăzeci de ani s-au construit, de exemplu, 19 baterii de cuptoare de cocs, 40 de cuptoare Martin, 14 cuptoare cu arc electric, 31 de laminoare. Majoritatea investițiilor necesare acestor construcții au fost calculate de la biroul de proiectare pentru instalații metalurgice BIPROHUT, în Gliwice, centrul cel mai mare de proiectare și construcție a metalurgiei poloneze.

Biroul „BIPROHUT" are merite mari în dezvoltarea și modernizarea metalurgiei în Polonia deoarece execută documentații care cuprind practic toate domeniile metalurgiei, începînd de la secțiile de deservire a producției, energeticii etc. pînă la proiecte pentru mașini moderne și instalații.

Aici s-a întocmit, printre altele, documentația pentru următoarele obiective: Uzina metalurgică „Bierut" în Czestochowa, uzinele metalurgice „Warszawa", „K. Swierczewschi" și „Jednosc", unele secții ale uzinei metalurgice „Lenin", uzine de preparare a minereurilor în Sabinow Zebiec, precum și turnătorii și oțelării. După proiectele biroului „BIPROHUT" s-au reconstruit complexe, s-au echipat din nou peste 20 de laminoare de diverse tipuri. În unele cazuri s-au executat documentații pentru export.

Constructorii de la BIPROHUT se specializează în proiectarea unor laminoare moderne pentru profile, table laminate la rece, benzi și țevi, precum și pentru instalații de trefilare pentru bare și țevi.

Printre lucrările cele mai importante din acest domeniu se numără: Laminorul degrosisor de la uzina metalurgică „Labedy", laminorul semifin de la uzina metalurgică „Kosciuszko", laminorul mediu de la uzina „Zawiercie", linia de laminare de 380 mm de la uzina metalurgică „Dzierzynski", laminorul de la uzina metalurgică „Cedler", precum și instalații de tip similar de la uzinele metalurgice „Nowotki", „Kosciuszko", „Baildon", „Zawiercie", „Batory", „Jednosc" și altele.

Toate aceste laminoare și trefilării sînt echipate cu mașinile și instalațiile care au fost construite de BIPROHUT. S-a importat numai o mică parte de instalații speciale; BIPROHUT a obținut și rezultate frumoase în construcția de elemente pentru linii de laminoare ca, de exemplu, angrenaje de transmisie cu roți dințate de mare randament, caje cu cilindri dințați, diverse caje de laminoare, oale cu role, manipulatori, diverse foarfece, ferăstraie, bănci de trefilat, bănci de lovit, reductoare etc.

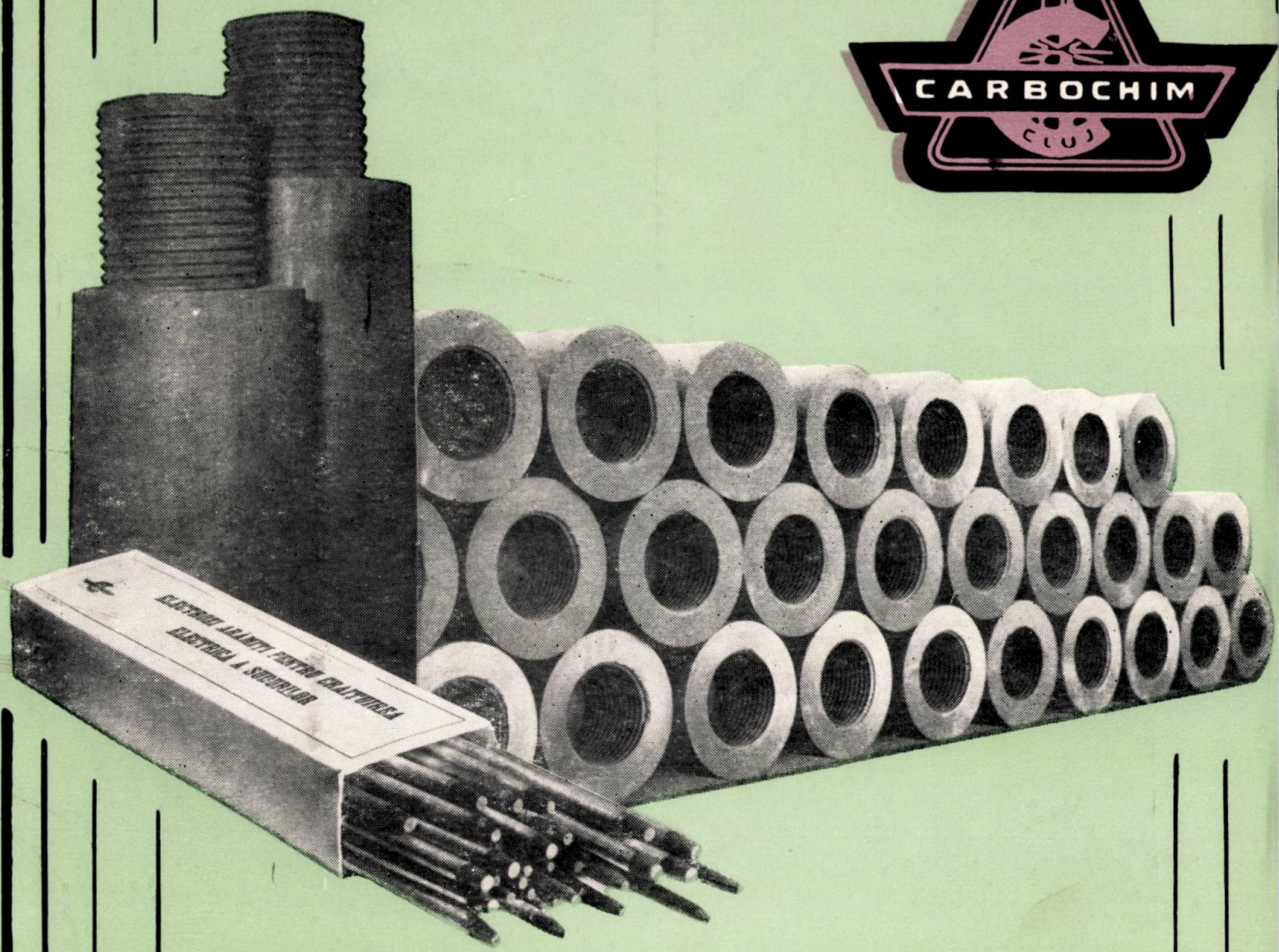
Laminoarele noi care se proiectează și se construiesc în Polonia sînt mecanizate și se automatizează într-o măsură crescîndă. La performanțele biroului de proiectare „BIPROHUT" se numără elaborarea de documentație tehnică pentru introducerea tehnicii nucleare și a calculatoarelor electronice în uzinele metalurgice.

Un exemplu cu rezultat excelent în proiectare îl constituie laminorul fin de oțeluri superioare al uzinei „Warszawa" cu dimensiunile de 10 pînă la 30 mm; acesta produce laminate de 5,5 — 24 mm diametru și bandă de oțel lată cu dimensiunile de 70/250 × 1,5/5 mm. Laminorul constă dintr-un laminor degrosisor deschis, cu două caje trio, un laminor Konti, cu șase caje duo și trei caje de refulare, care lucrează în mod continuu. Combinarea sistemului linear cu cel continuu face posibilă mecanizarea și chiar automatizarea tuturor lucrărilor auxiliare. În scopul creșterii randamentului laminorului s-a montat o instalație de comandă centrală care constă dintr-un atelier cu laborator, o cameră pentru maistru și o cameră pentru dispecer.

Exemplele citate nu epuizează nici pe departe avantajele acestei linii de laminare moderne precum și a altor laminoare proiectate de BIPROHUT.

Exportator — CENTROZAP — Katovice,
Ligonia 7 Polonia

PUBLICOM



- Electrozi siderurgici grafitaţi
- Pastă pentru electrozi continui (Söderberg)
- Electrozi arămiţi pentru crăiţuirea sudurilor

Execută:

CARBOCHIM

Piaţa 1 Mai nr. 3; Telefon: 1-22-06; Telex: 031 233

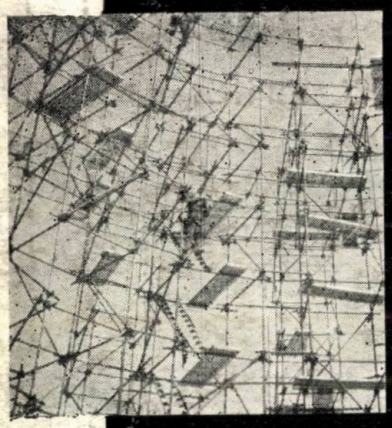
UZINA METALURGICĂ IAȘI

1968 SEP 13

Un sortiment bogat de țevi sudate longitudinal, cu diametrele cuprinse între 5 și 114,5 mm, cu caracteristici mecanice, chimice și de probă hidraulică la cerere:

- țevi din oțel, sudate longitudinal, pentru instalații de uz general, pentru transportul apei, al aburului, al gazului metan.
- țevi din oțel, sudate longitudinal, pentru construcții metalice, construcții de aparate sub presiune, utilaje, conducte și cazane cu abur etc.
- tuburi pentru protecție electrică, etanșe și lăcuite, tip PEL.

ode



Soseaua Tutora nr. 132, Telefon 2620

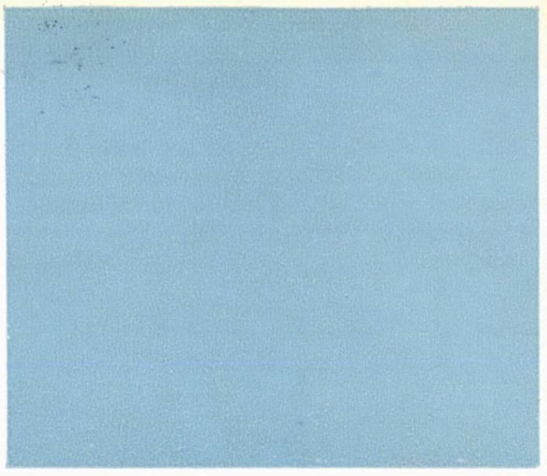
E 3280

METALURGIA

9

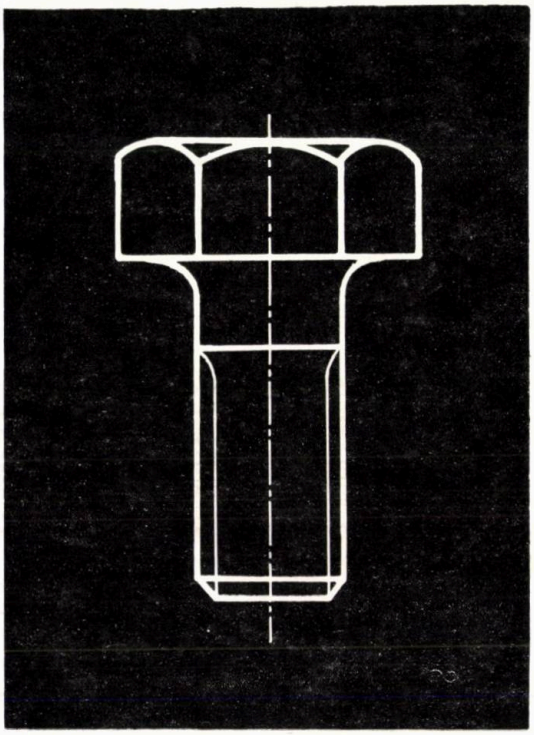
METALURGIA ● BUCUREŞTI ● ANUL XX ● NR. 9 ● SEPTEMBRIE 1968

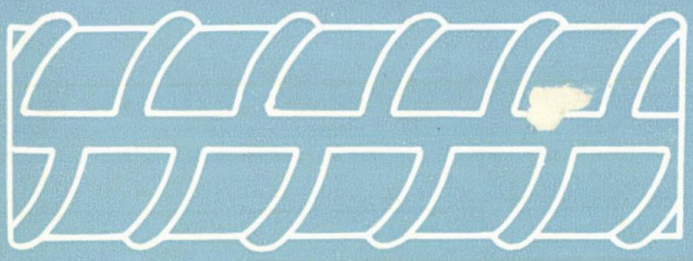
UZINA LAMINORUL BRĂILA



PRODUCE ŞI LIVREAZĂ

- Oţel lat 11 × 6 — 100 × 20 mm
- Oţel lat pentru piuliţe 11 × 6 — 46 × 23 mm
- Oţel rotund ∅ 12 — 50 mm
- Oţel beton rotund ∅ 6 — 12 mm
- Oţel rotund pentru nituri şi şuruburi ∅ 10,5 — — 35,5 mm
- Oţel beton P C în colaci ∅ 6 şi 8 mm
- Oţel beton P C ∅ 20 — 32 mm
- Oţel pătrat 14 × 14 — 60 × 60 mm
- Oţel hexagonal 21 — 48 mm
- Sirmă laminată în colaci ∅ 6 — 12 mm
- Sirmă trefilată ∅ 1.4 — 11.8 mm
- Sirmă recoaptă ∅ 1.4 — 9 mm
- Cuie pentru construcţii
- Cuie speciale şi ţinte cu ∅ min. 1.4 mm
- Şuruburi M6 — M12
- Piuliţe hexagonale şi pătrate M6 — M12
- Nituri ∅ 4 — 6 mm
- Şaibe plate pentru metale ∅ 14 — 33 mm
- Furci uşoare şi grele
- Lanţuri





BIBLIOTECA CENTRALĂ

METALURGIA

Anul 20 nr. 9 Septembrie 1968

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Ţocu P., Ianache P. şi *Niţulescu I.*: **Cercetări privind influenţa vitezei de răcire a aglomeratului cu fondant, asupra caracteristicilor sale metalurgice** 503

Ştefănescu D. M. şi *Bolintineanu Gh.*: **Recoacerea pentru descompunerea carburilor eutectice în vederea obţinerii fontelor feritice cu grafit nodular** 508

Lăzărescu E., Pînzaru V., Bogosievici N., Nistor E. şi *Ungureanu T.*: **Comportarea ţevilor sudate sub acţiunea coroziunii şi a eroziunii prin vibraţii mecanice în diverse medii** . . 513

Popescu V. I., Novac Şt. şi *Gavrilescu Gr.*: **Repartiţia tensiunilor de întindere şi comprimare la forjarea secţiunilor rotunde între scule plane** 518

Aloman A.: **Structura şi proprietăţile telururilor de lantan, ceriu şi plumb în intervalul** $La\,Te_{1,5}(Pb\,Te)_{0,16} - La\,Te_{1,387}\,(Pb\,Te)_{0,16}$. 524

Cosneanu C., Sofroni L., Landes V., Ilină I., Petrescu V. şi *Schömberger F.*: **Cercetări privind turnarea lingotierelor din fontă cu grafit nodular** 527

REALIZĂRI TEHNICE

Nicoară I.: **Finisarea electrolitică a suprafeţelor la şlifurile metalografice folosind aparatul „Elipovist"** 533

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Lederer A.: **Despre tipul cajelor degrosisoare ale laminoarelor de tablă groasă cu două caje reversibile în tandem** 536

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Corciovei Emilia: **Compoziţia şi structura smoalelor de cocserie** 547

Penţa I.: **Calitatea ţaglelor — factor determinant al calităţii ţevilor laminate** 550

Sofroni L.: **Extrase din lucrările celui de-al 34-lea Congres internaţional de turnătorie** (Paris, oct. 1967). 559

RECENZII 562

COMITETUL DE REDACȚIE

N. CRAFT, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÎDEA, V. HOLBAN, A. IEREMIA, I. ILCA, G. MIHEȚ, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, I. PRISECARU, MARIA ROȘIANU, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, O. TAKACS, I. TRIPȘA, SILVIA VACU, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI
Redactor: MARIA SAVU

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, Str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon : 16.04.22. Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament : 022001 B.N. a Republicii Socialiste România — Sectorul 1. M.I.M. — Oficiul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi : lei 150 anual ; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri : lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul : Întreprinderea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc. c. 5688

„Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.B. nr. 560/426/966".

42 406

SOMMAIRE

D 622.785 : 620.181.41

ocu P., Ianache P. et *Niţulescu I.* : **Recherches concernant l'influence de la vitesse de refroidissement de l'agglomérat à fondant sur ses caractéristiques métallurgiques.**

etalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 503–507

D 669.131.7 : 669.112.224

lefănescu D. M. et *Bolintineanu Gh.* : **Sur le recuit en vue de la décomposition des carbures eutectiques des fontes au graphite sphéroïdal.**

etalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 507–512

D 621.774.21 : 620.193

ăzărescu E., Pinzaru V., Bogosievici N., Nistor E. et *Ungureanu T.* : **Le comportement des tubes soudés sous l'action de la corrosion et de l'érosion par vibrations mécaniques, dans divers milieux.**

etalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 513–517

D 621.735.043 : 620.172/173

'opescu V. I., Novac St. et *Gavrilescu Gr.* : **La répartition des tensions d'extension et de compression lors du forgeage des sections rondes entre des outils plans.**

etalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 518–523

D 54–383 : 669.777 : 669.85/.86 : 669.4

loman A. : **La structure et les propriétés des tellurures de lanthane, de cérium et de plomb dans l'intervalle $LnTe_{1,5}$ $(PbTe)_{0,16}$ – $LnTe_{1,387}$ $(PbTe)_{0,16}$**

etalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 524–526

D 621.846.39 : 669.131.7

osneanu C., Sofroni L., Landes V., Ilină I., Petrescu V. et *Schömberger F.* : **Recherches sur la coulée des lingotières de fonte à graphite sphéroidal.**

etalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 527–532

D 620.182.253

'icoară I. : **Le finissage électrolytique des surfaces des plaquettes polies avec l'appareil „Elypovist".**

etalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 533–535

D 621.771.23–21

ederer A. : **La construction des cages grossisseuses des laminoirs à tôles fortes à deux cages réversibles en tandem.**

etalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 536–546

D 662.749.4 : 662.749.2

orciovei Emilia : **La composition et la structure des poix de cokerie.**

etalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 547–549

D 669.14–412 : 621.774.35

'enţa I. : **La qualité des billettes – facteur déterminant de la qualité des tubes laminés.**

etalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 550–558

D 621.73.061.3.053.7

ofroni L. : **Extraits des travaux du 34-ème Congrès international de fonderie (Paris, oct. 1967).**

[etalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 559–561

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 622. 785 : 620. 181. 41

Цоку П., Янаке П. и *Ницулеску И.:* **Влияние скорости охлаждения при производстве офлюсованного агломерата на его металлургические характеристики**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 503–507

ДК 669.131.7 : 669.112.224

Штефэнеску Д. М. и *Болинтиняну Г. :* **Исследования касающиеся разложения эвтектических карбидов при производстве чугунов обработанных магнием**

Metalurgia 20 (1968) nr. 9, p. 507–512

ДК 621.774.21 : 620.193

Лэзэреску Е., Пынзару В., Богосиевич Н., Нистор Е. и *Унгуряну Т.:* **Поведение сварных труб при воздействии коррозии и вибрационномеханической эрозии в различных средах**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 513–517

ДК 621.735.043 : 620.172/.173

Попеску В. И., Новак Ш. и *Гаврилеску Г.:* **Распределение разрывных и сжимающих напряжений при ковке круглых сечений при помощи плоского инструмента**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 518–523

ДК 54–383 : 669.777 :669.85/.86 : 669.4

Аломан А.: **Структура и свойства теллуридов лантана, церия и свинца в интервале**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 524–526

ДК 621.846.39 : 669.131.7

Косняну К., Софрони Л., Ландес В. Илина И., Петрекус В. и Шенбертер Ф. **Исследования отливки изложниц из чугуна с шаровидным графитом.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 527–532

ДК 620.182.253

Никоара И.: **Электролитическая доводка поверхностей металлографических шлифов с использованием аппарата „Элиповист"**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 533–535

ДК 621.771.23–21

Ледерер А.: **Типы обжиммных клетей толстолистовых прокатных станов с двумя реверсивными клетями тандем**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 536–546

ДК 662.749.4 : 662.749.2

Корчовой Емилия: **Состав и структура коксовых смол**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 547–549

ДК 669.14–412 : 621.774.35

Пенца И.: **Качество сутунок — фактор определяющий качество прокатных труб**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 550–558

ДК 621.74.061.3.053.7

Софрони Л.: **Выборки из Международного 34-го Конгресса по литейному делу (Париж, октябрь 1967 г.)**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 559–561

INHALTSVERZEICHNIS

DK 622.785 : 620.181.41

Țocu P., Ianache P. und *Nițulescu I.*: **Untersuchungen über den Einfluss von Kühlungsgeschwindigkeit des Schmelzagglomerates auf seine metallurgischen Eigenschaften.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 503–507

DK 669.131.7 : 669.112.224

Ștefănescu D. M. und *Bolintineanu Gh.*: **Zersetzung der eutektischen Karbiden durch Glühen in Kugelgraphit-Gusseisen.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 507–512

DK 621.774.21 : 620.193

Lăzărescu E., Pînzaru V., Bogosievici N., Nistor E. und *Ungureanu T.*: **Verhalten der Schweissröhren unter Wirkung von Korrosion und Erosion infolge mechanischen Schwingungen in verschiedenen Mitteln.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 513–517

DK 621.735.043 : 620.172/.183

Popescu V. I., Novac St. und *Gavrilescu Gr.*: **Verteilung der Dehn-Kompressionsspannungen bei Schmieden von Rundblöcken zwischen Flachwerkzeugen.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 518–523

DK 54–383 : 669.777 : 669.85/.86 : 669.4

Aloman A.: **Struktur und Eigenschaften von Lanthan-, Zerium- und Bleitelluriden im $LnTe_{1,5}$ $(PbTe)_{0,16}$ – $LnTe_{1,387}$ $(PbTe)_{0,16}$ Gebiet.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 524–526

DK 621.746.39 : 669.131.7

Cosneanu C., Sofroni L., Landes V., Ilină I., Petrescu V. und *Schömberger F.*: **Erforschungen über Blockformguss aus Kugelgraphit-Gusseisen.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 527–532

DK 620 182.253

Nicoară I.: **Elektrolytische Endbearbeitung von Schliffoberflächen mit einer „Elypovist" – Einrichtung.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 513–535

DK 621.771.23–21

Lederer A: **Forgerüstbauart für Grobblechwalzwerke mit zwei Umkehrgerüste.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 536–546

DK 662.749.4 : 662.749.2

Corciovei Emilia: **Zusammensetzung und Struktur von Kokereipech.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 547–549

DK 669.14–412 : 621.774.35

Pența I.: **Zaggelqualität – massgebendes Wert für Walzrohrqualität.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 550–558

DK 621.74.061.3.053.7

Sofroni L.: **Mitteilungen der 34-en Giessereitagung. Auszüge (Paris. Oktober 1967).**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 559–561

CONTENTS

DC 622.785 : 620.181.41

Țocu P., Ianache P. and *Niļulescu I.* : **Researches regarding influence of flux agglomerate cooling rate upon its metallurgical characteristics.**

Metalurgia 20 (1968) nr. 9, p. 503–507

DC 669.131.7 : 669.112.224

Ştefănescu D. M. and *Bolintineanu Gh.* : **Breaking-up by annealing of eutectic carbides in nodular cast iron.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 508–512

DC 621.774.21 : 620.193

Lăzărescu E., Pînzaru V., Bogosievici N., Nistor E. and *Ungureanu T.* : **Welded tube behaviour under corrosion and erosion due to mechanical vibrations in various media.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 513–517

DC 621.835.043 : 620.172/.173

Popescu V. I., Novac St. and *Gavrilescu Gr.* : **Repartition of elongation-compression stresses during forging of round sections between flat tools.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 518–523

DC 54–383 : 669.777 : 669–85/.86 : 669.4

Aloman A. : **Structure and properties of lanthanum, cerium and lead tellurides in the Ln $Te_{1,5}$ (Pb Te)$_{0.16}$–Ln $Te_{1,387}$ (Pb Te)$_{0.16}$ domain.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 524–526

DC 621.846.39 : 669.131.7

Cosneanu C., Sofroni L., Landes V., Ilină I., Petrescu V. and *Schömberger F.* : **Researches regarding nodular iron casting for ingot moulds.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 527–532

DC 620.182.258

Nicoară I. : **Electrolytical finishing of specimen surface with „Elypovist" equipment.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 533–535

DC 621.771.23–21

Lederer A. : **Roughing stand types for plate mills with two reversing stands.**

Metalurgia 20 (1968) nr. 9, p. 536–546

DC 662.749.4 : 662.749.2

Corciovei Emilia : **Composition and stucture of coking-plant tar.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 547–549

DC 669.14–412 : 621.774.35

Penţa I. : **Billet quality — decisive factor for rolled tube quality.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 550–558

DC 621.74.061.3.053.7

Sofroni L. : **Proceeding abstracts of the 34th Foundry Congress; Paris, October 1967.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 9, p. 559–561

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS INTÉZET

METALURGIA

NUL 20
Nr. 9
SEPTEMBRIE
1968
BUCUREŞTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ŞI CERCETĂRI

Cercetări privind influenţa vitezei de răcire a aglomeratului cu fondant asupra caracteristicilor sale metalurgice

Ing. P. ŢOCU, ing. P. IANACHE şi ing. I. NIŢULESCU
Institutul de cercetări metalurgice — Institutul de cercetări miniere

CZ 622.785 : 620.181 41

Reductibilitatea aglomeratului este determinată în principal de doi factori : structura fizică şi componenţa fazică, iar rezistenţa mecanică a aglomeratului depinde de aceiaşi factori, la care se mai adaugă un al treilea : prezenţa unor tensiuni interne. Ultimii doi factori menţionaţi depind, într-o oarecare măsură, de viteza de răcire, aceasta influenţînd cristalinitatea microstructurii aglomeratului. Necesitatea limitării vitezei de răcire a aglomeratului, în scopul obţinerii unei cristalizări complete a zonei topite, a fost consemnată de multe ori în literatura de specialitate [1] — [6].

Tensiunile interne din aglomerat, în funcţie de cauzele care le determină, pot fi de trei feluri : termice, care apar din cauza gradientului de temperatură între sectoarele separate ale stratului de aglomerat ; fazice, condiţionate de mărirea volumului în urma transformărilor polimorfe ale ortosilicatului de calciu ; interfazice, provocate de diferenţa dintre coeficienţii de dilatare termică a mineralelor şi cei ai fazelor sticloase care intră în componenţa aglomeratului.

În această lucrare s-a studiat posibilitatea măririi rezistenţei mecanice şi a reductibilităţii aglomeratului cu fondant produs în fază pilot în condiţii asemănătoare celui de la Combinatul siderurgic — Hunedoara ; aceasta prin „corectarea" compoziţiei mineralogice şi prin scăderea tensiunilor interne, obţinute printr-un regim corespunzător de răcire.

La experimentările de aglomerare efectuate, s-a folosit un amestec format din următoarele materiale : minereu de fier Krivoi Rog, minereu de fier India, concentrat Teliuc, concentrat Căpuş, calcar şi cocs.

Compoziţia chimică a acestor materiale este arătată în tabela 1, iar compoziţia granulometrică, în tabela 2.

Tabela 1

Materialul	Compoziţia chimică %									
	SiO_2	Al_2O_3	CaO	MgO	MnO	FeO	Fe	P	S	P. C.
Concentrat Teliuc	8,68	0,99	4,84	7,07	3,96	19,88	50,47	0,071	0,404	4,48
Concentrat Căpuş	10,10	4,83	12,07	1,77	0,12	1,54	36,70	0,406	0,039	18,81
Minereu India	13,68	4,52	1,86	0,81	0,43	2,98	52,49	0,097	0,029	3,99
Minereu Krivoi Rog	16,85	2,57	1,10	2,13	0,09	1,67	52,91	0,078	0,053	2,14
Calcar	2,16	1,07	53,01	1,13	—	—	—	—	—	42,34
Cocs (cenuşă)	31,40	19,11	6,17	2,33	1,62	—	22,00	—	—	—

Tabela 2

Materialul	Compoziția granulometrică, %								
	−0,063 mm	0,063−0,1 mm	0,1−0,5 mm	0,5−1,0 mm	1,0−2,0 mm	2,0−2,5 mm	2,5−5,0 mm	5−7 mm	+ 7 mm
Concentrat Teliuc	6,0	20,0	72,0	1,0	1,0	—	—	—	—
Concentrat Căpuș	2,0	1,0	40,0	29,0	12,0	3,0	13,0	—	—
Minereu India	1,0	1,0	10,5	11,0	14,5	6,0	17,5	14,5	24,0
Minereu Krivoi Rog	3,0	6,5	18,0	12,0	12,5	6,0	13,0	11,0	18,0
Calcar	3,0	7,0	33,0	23,0	27,0	4,0	3,0	—	—
Cocs	6,0	8,0	37,0	20,0	22,0	6,0	1,0	—	—

Cocsul utilizat a avut următoarele caracteristici: C_{fix} — 80,16%; cenușă A — 14,94%; materii volatile $M.V.$ — 3,03%; S — 1,87%; umiditate W — 0,84%.

Compoziția mineralogică a materialelor este următoarea:

Concentrat Teliuc	%
— magnetit — $Fe_3O_4^*$	65−70
— maghemit — γFe_2O_3	~5
— hematit — αFe_2O_3	
— siderit — $FeCO_3$	~10
— ankerit — $Ca(Mg\ Fe)(CO_3)_2$	~3
— calcit — $CaCO_3$	
— cuarț — SiO_2	~8
— oxizi de calciu — CaO	~3
— oxizi de magneziu — MgO	
— clorit, mice — silicați	3−4
— sulfuri — FeS	

Concentrat Căpuș	%
— goethit — FeOOH−α	~55
— hidrogoethit	
— hidroxizi de aluminiu — AlOOH	4−5
— cuarț — SiO_2	10−12
— feldspați	
— calcit — CaO_3, dolomit — $CaMg(CO_3)_2$, siderit — $FeCO_3$	25−30
— minereuri argiloase	2−3
— sulfuri, glauconit	sub 1%

Minereu India	
— hematit — Fe_2O_3	~70
— magnetit — Fe_3O_4	8−10
— hidroxizi de fier — FeOOH	~5
— hidroxizi de aluminiu — AlOOH	
— cuarț — SiO_2	10−12
— calcit — $CaCO_3$	3−5
— clorit, amfiboli-silicați	1−2

Minereu Krivoi Rog	
— hematit	70−75
— magnetit	3−5
— hidroxizi de fier	3−4
— hidroxizi de aluminiu	
— cuarț	~15
— calcit	~2
— clorit, mice etc.	~3

* Magnetit magnezian sau magnezio-ferit; acest magnetit conține 8−9% MgO ca substituent izomorf al fierului bivalent (legat în rețeaua cristalină a magnetitei).

În vederea stabilirii influenței vitezei de răcire a aglomeratului asupra proprietăților sale metalurgice, s-au elaborat în fază pilot cele patru sorturi de aglomerat considerate caracteristice [7], și anume: acid $\left(\frac{CaO}{SiO_2} \approx 0{,}4\right)$, autofondant $\left(\frac{CaO}{SiO_2} \approx 1{,}0\right)$, bazic $\left(\frac{CaO}{SiO_2} \approx 1{,}9\right)$ și suprabazic $\left(\frac{CaO}{SiO_2} \approx 3{,}3\right)$.

Pentru fiecare sort de aglomerat s-au elaborat cîte cinci șarje, răcite în diferite condiții: *1* — în cutia de aglomerare, oprind aspirația (răcire liberă); *2* — în cutia de aglomerare, cu aspirație (răcire forțată); *3* — afară din cutie, evacuînd aglomeratul imediat după terminarea aglomerării (răcire liberă); *4* — idem pct. 3, cu răcire forțată cu aer; *5* — idem pct.3, supunînd aglomeratul la proba de determinare a rezistenței la șoc, imediat după evacuarea din cutie.

În acest mod s-a obținut o variație a vitezei de răcire a aglomeratului cuprinsă între 3 și 44° C/min, domeniu care cuprinde și vitezele de răcire măsurate la aglomeratoarele de la C.S.H. Pentru pct. 5 nu s-au putut măsura vitezele de răcire; ele s-au aproximat la 80 — 90° C/min.

La fiecare șarjă de aglomerat s-au urmărit parametrii de aglomerare (consumul de cocs; conținutul de carbon, umiditatea și permeabilitatea amestecului de aglomerare; debitul, temperatura și depresiunea gazelor sub grătar; viteza verticală de aglomerare; productivitatea și cantitatea de retur) și s-au determinat caracteristicile aglomeratului (compoziția chimică și mineralogică, rezistența mecanică, reductibilitatea și punctul de înmuiere).

Încărcătura de minereuri a fost la toate șarjele compusă din: 35% concentrat Teliuc; 15% concentrat Căpuș; 25% minereu India; 25% minereu Krivoi Rog.

Această șarjă este asemănătoare celei folosite la fabricile de aglomerare de la C.S.H.

Pentru fiecare sort de aglomerat s-au adoptat aceiași parametri de aglomerare.

Aglomerarea s-a făcut într-o instalație pilot de aglomerare tip cutie cu secțiunea pătrată

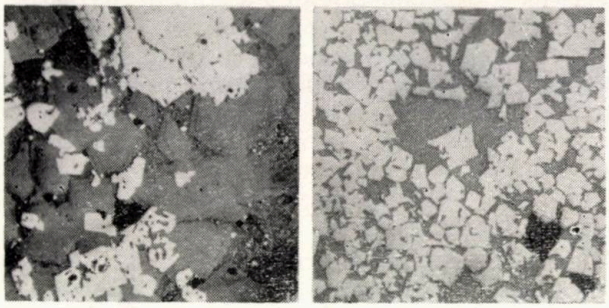


Fig. 1

de 320 × 320 mm. Modul de lucru și aparatura folosită au fost aceleași cu cele de la experimentările de aglomerare anterioare [7]. Reductibilitatea aglomeratului s-a determinat după metoda ICEM [8].

Probele pentru analiza mineralogică a aglomeratului au fost obținute prin sfărîmarea materialului la dimensiunea de 5—8 mm, sfertuire și înglobare cu diverse rășini a mai multor granule în aceeași probă. Din aceste probe s-au executat secțiunile subțiri (înglobare cu balsam de Canada) și secțiunile lustruite (înglobare cu Dentacryl).

Cîteva din microstructurile probelor de aglomerat studiate pe secțiuni lustruite (mărire 100) sînt redate în figurile 1—4 și reprezintă:

— figura 1: aglomerat de bazicitate 0,4: *a*) răcire 3,2° C/min; magnetit primar și de recristalizare (alb) într-o masă de silicați cristalizați (cenușiu); *b*) răcire 27,2° C/min; microcristale de magnetit (alb-cenușiu) parțial martitizate (substituite cu hematit alb) într-o masă de silicați parțial cristalizați (cenușiu);

— figura 2: aglomerat de bazicitate 1,0: *a*) răcire 7,2° C/min; magnetit (alb-cenușiu),

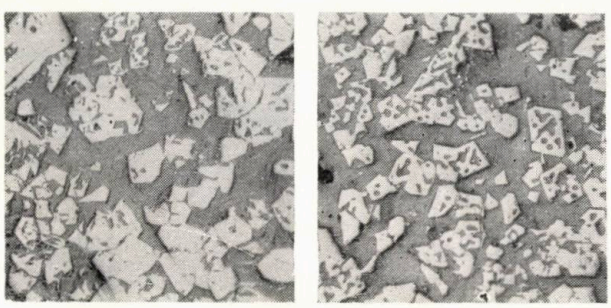


Fig. 2

sticlă și silicați cristalizați (cenușiu); *b*) răcire 29,2° C/min; magnetit (alb-cenușiu), sticlă și silicați cristalizați (cenușiu);

— figura 3: aglomerat de bazicitate 1,9: *a*) răcire 6,4° C/min; magnetit (alb) asociat intim cu maghemit (alb-cenușiu) într-o masă de feriți de calciu (cenușiu deschis) și silicați (cenușiu); *b*) răcire 44,8° C/min; microcristale de magnetit (alb-cenușiu) într-o masă de feriți

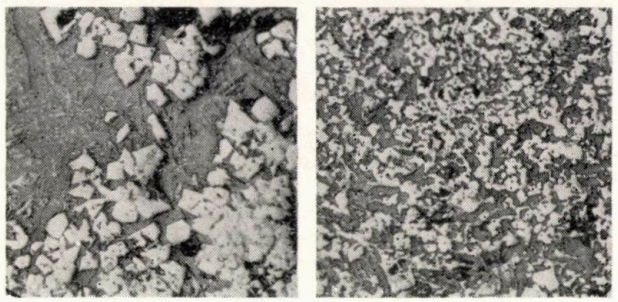


Fig. 3

de calciu (cenușiu) și silicați (cenușiu închis);

— figura 4: aglomerat de bazicitate 3,3: *a*) răcire 3,6° C/min; cristale neomogene de magnetit (alb) cimentate de feriți de calciu și silicați (cenușiu); *b*) răcire 34,7° C/min; microcristale de magnetit (alb-cenușiu), feriți de calciu (cenușiu) și silicați (negru-cenușiu).

Pentru probele cu bazicitate 0,4, răcite lent (3—15° C/min), principalele componente fazice sînt magnetitul (primar sau de recristalizare) și silicații de calciu și magneziu cristalizați. În măsură mai mică s-au observat: hematitul (aproape tot apărut ca efect al martitizării) și cuarțul. Răcirea încetinită a acestor probe determină recristalizarea completă a masei topite și înlocuirea liantului de sticlă cu silicați (fig. 1). Mărirea vitezei de răcire peste 26° C/min a dus la micșorarea cristalelor de magnetit și la apariția fazei sticloase care nu a avut timp să cristalizeze (fig. 1). În aceste probe apar și ceva cristale de feriți de calciu.

Schimbări similare ale componenței fazice se observă la probele de bazicitate 1,0 și 1,9, cu deosebirea că probele de bazicitate 1,9 conțin mai puțin magnetit și mai mult ferit de

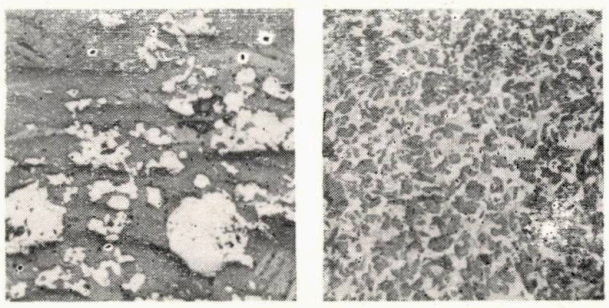


Fig. 4

calciu (fig. 2 și 3). Paralel cu creșterea bazicității crește și uniformitatea microstructurii aglomeratului.

Probele de bazicitate 3,3 conțin relativ puțin magnetit (10—15%), componenții princi-

pali fiind feriţii şi ferosilicaţii de calciu (fig.4).

În toate probele studiate faza sticloasă este subordonată silicaţilor recristalizaţi, valoarea ei maximă fiind de 1 : 3 faţă de aceştia.

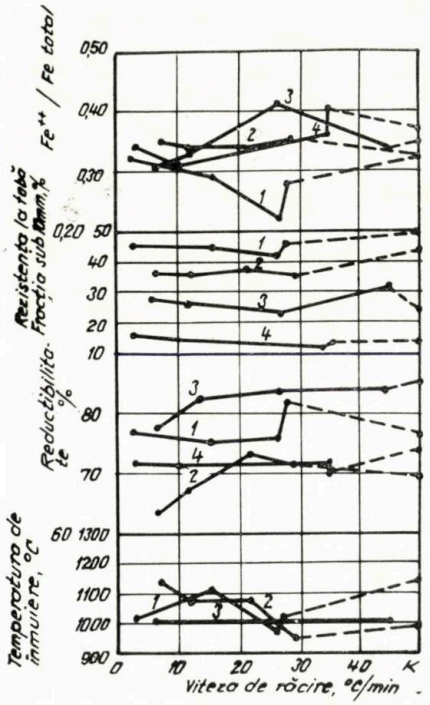


Fig. 5

Rezultă că vitezele de răcire studiate (3 — 90° C/min) sînt relativ mici şi nu pot diferenţia sensibil componenţa fazică, deci caracteristicile metalurgice ale aglomeratelor de aceeaşi bazicitate.

Creşterea vitezei de răcire a aglomeratului nu ar duce decît la o eventuală înrăutăţire a proprietăţilor lui prin mărirea fazei sticloase care influenţează negativ atît rezistenţa mecanică, cît şi reductibilitatea aglomeratului.

În plus, în condiţiile de fază pilot, neomogenitatea aglomeratului şi vitezele diferite de răcire de la o zonă la alta contribuie ca proprietăţile metalurgice ale aglomeratului să nu fie influenţate sensibil de viteza medie de răcire.

Acest lucru apare evident în figura 5, unde s-au trasat curbele variaţiei principalelor caracteristici ale aglomeratelor cu diferite bazicităţi (CaO/SiO_2 : *1* — 0,4; *2* — 1,0; *3* — 1,9; *4* — 3,3) în funcţie de viteza de răcire (*K* — viteza de răcire a aglomeratului supus probei la şoc imediat după evacuarea din cutia de aglomerare — circa 80 — 90° C/min). Alura curbelor este întîmplătoare, neputîndu-se stabili nici o legătură între viteza de răcire a aglomeratului şi caracteristicile sale.

Întrucît datele obţinute au valori foarte apropiate pentru aceeaşi grupă de bazicitate, în tabela 3 au fost concentraţi parametrii sub formă de medii pe sort de aglomerat (fiecare cifră reprezintă media a cinci experimentări).

Din tabelă rezultă următoarele :

— mărirea bazicităţii aglomeratului de la 1,0 la 1,9 nu necesită mărirea consumului de cocs ;

— rezistenţa mecanică a aglomeratului creşte o dată cu mărirea indicelui de bazicitate ;

— cea mai bună reductibilitate o are aglomeratul de bazicitate 1,9 iar cea mai slabă, aglomeratul de bazicitate 1,0.

— mărirea bazicităţii duce la o oarecare scădere a temperaturii de înmuiere a aglomeratului.

Aceste rezultate confirmă cercetările anterioare [7], subliniind influenţa preponderentă a bazicităţii aglomeratului asupra caracteristicilor sale metalurgice.

CONCLUZII

— Micşorarea vitezei de răcire a aglomeratului modifică microzonal structura lui mineralogică, în sensul măririi cristalelor de magnetit secundar şi al recristalizării masei topite, liantul de sticlă fiind înlocuit cu silicaţi şi ferosilicaţi de calciu şi magneziu cristalizaţi.

Tabela 3

Parametrii	Unitatea de măsură	CaO/SiO_2			
		0,42	1,00	1,92	3,35
— Consum de cocs	%	6,0	7,0	7,0	9,0
— C în încărcătură	%	7,37	10,34	10,90	15,10
— Umiditatea încărcăturii	%	8,46	8,12	7,70	6,96
— Depresiunea sub grătar înainte de aprindere	mm col. apă	406	400	404	426
— Depresiunea finală sub grătar	mm col. apă	252	177	358	306
— Temperatura maximă sub grătar	°C	428	425	453	443
— Viteza verticală de aglomerare	mm/min	10,69	10,50	7,92	12,83
— Productivitatea	t/m^2h	0,823	0,825	0,818	0,811
— Returul	%	11,44	8,25	6,55	5,40
— Fe total	%	52,62	48,52	44,11	35,36
— Fe++/Fe total	—	0,29	0,34	0,35	0,38
— Rezistenţa mecanică la tobă (fracţie sub 10 mm)	%	45,2	37,7	26,5	13,5
— Reductibilitatea	%	77,2	68,9	82,5	71,5
— Temperatura de înmuiere	°C	1 052	1 043	1 010	

— În condițiile de lucru în fază pilot, vitezele de răcire studiate (3 — 90° C/min) sînt relativ mici și nu pot diferenția sensibil compoziția fazică a aglomeratului; caracteristicile metalurgice ale acestuia nu sînt influențate deci de viteza de răcire, ele depinzînd în principal de indicele de bazicitate. Creșterea vitezei de răcire a aglomeratului ar duce la înrăutățirea proprietăților lui, prin mărirea fazei sticloase care influențează negativ rezistența mecanică și reductibilitatea aglomeratului.

RECHERCHES CONCERNANT L'INFLUENCE DE LA VITESSE DE REFROIDISSEMENT DE L'AGGLOMÉRAT À FONDANT SUR SES CARACTÉRISTIQUES MÉTALLURGIQUES

On a élaboré, en vue des recherches, des charges d'agglomérat à basicité de 0,4; 1,0; 1,9 et 3,3, refroidies selon diverses conditions, avec des vitesses de refroidissement comprises entre 3 et 90°C/min, en se proposant l'amélioration des caractéristiques métallurgiques de l'agglomérat par la „correction" de sa structure minéralogique et par la diminution des tensions internes. On a constaté que la diminution de la vitesse de refroidissement de l'agglomérat modifie sa structure minéralogique en ce sens qu'elle augmente les cristaux de magnétite secondaire en même temps qu'elle provoque la recristallisation concomitante complète de la masse fondue et le remplacement du liant de verre par des silicates et des ferrosilicates de calcium et de magnésium. À l'état pilote toutefois, l'hétérogénéité de l'agglomérat et les vitesses de refroidissement différentes d'une zone à l'autre rendent les propriétés métallurgiques de l'agglomérat peu sensibles à la vitesse moyenne de refroidissement. La qualité de l'agglomérat dépend surtout de la valeur de l'indice de basicité.

RESEARCHES REGARDING INFLUENCE OF FLUX AGGLOMERATE COOLING RATE UPON ITS METALLURGICAL CHARACTERISTICS

Agglomerate charges, elaborated on pilot-scale with 0.4; 1.0; 1.9 and 3.3 basicity indexes, were cooled under various conditions, with cooling rates ranging between 3 and 90 C. dgr/min, in view to improve metallurgical characteristics of the agglomerate by mineralogical structure „corection" and internal stress lowering. It was established that a lowering of agglomerate cooling rate modifies microzonally the mineralogic structure by increase of secondary magnetite crystals, simultaneously with complete recrystallization of the molten mass and replacement of the glass bonding agent by calcium and magnesium ferrosilicates.

Under pilot-scale conditions, however, agglomerate heterogeneity and diversity of cooling rates from one area to another, make metallurgical properties of the agglomerate to be not sensibly influenced by the average cooling rate.The quality of agglomerate depends mainly upon the basicity index value.

BIBLIOGRAFIE

[1] Bazilievici S. V., Başkov V. A. ş.a. Stal, nr. 10, 1966, p. 873—878.
[2] Rabinovici I. M., Bratcicov S. G. ş.a Stal, nr. 2, 1967,p. 109—111.
[3] Pohvisnev A. N., Bejman E. F. ş.a. Stal, nr. 3, 1967, p. 197—200.
[4] Winzer G. şi Schmitz K. H. Stahl und Eisen, nr. 8, 1967, p. 432—438.
[5] Hancart J., Leroy V. şi Bragard, A. Metallurgical Reports C.N.R.M., nr. 11, iunie 1967, p. 3—7.
[6] Aury P. Revue de Métallurgie, octombrie 1963, p. 837—843.
[7] Avram C., Ţocu P., Vlădescu M. şi Grigore N. Metalurgia nr. 5, 1967, p. 249—255.
[8] Ţocu P. Metalurgia, nr. 5, 1967, p. 269—271.

Recoacerea pentru descompunerea carburilor eutectice în vederea obţinerii fontelor feritice cu grafit nodular

Ing. D. M. ŞTEFĂNESCU şi ing. GH. BOLINTINEANU
Institutul de cercetări tehnologice pentru construcţii de maşini

CZ 669.131.7 : 669.112.224

După cum rezultă din literatura de specialitate, pentru descompunerea carburilor primare la fontele cu grafit nodular este suficientă o menţinere de 2 h la 900° C pentru fiecare 25 mm de secţiune, urmată de o răcire cu 36° C/h pînă la 730° C, pentru a împiedica separarea carburilor secundare [1].

Pe de altă parte, într-o serie de lucrări [2], [3] se arată că, în cazul în care se urmăresc proprietăţi plastice maxime ale fontei cu grafit nodular, nu este indicat ca durata menţinerii la temperatură ridicată să fie numai atît cît este necesar pentru descompunerea carburilor primare.

În cadrul unor serii de încercări efectuate la I.C.T.C.M. pentru obţinerea unor fonte cu grafit nodular cu $\sigma_{r\,min} = 40$ kgf/mm² şi $\delta_{min} = 15\%$, s-a efectuat un studiu în vederea aprecierii influenţei duratei de menţinere la temperatură înaltă asupra caracteristicilor mecanice şi asupra structurii fontelor cu grafit nodular. Este important să se stabilească o durată corectă de menţinere, care să nu fie prea scurtă, pentru a se asigura alungiri şi rezilienţe cît mai mari, dar nici prea lungă, pentru a nu deveni neeconomică.

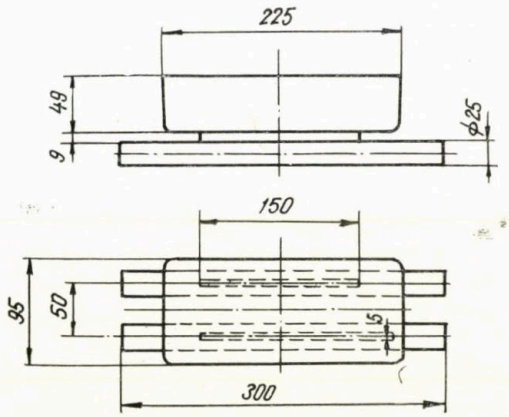


Fig. 1

Experienţe efectuate. S-au elaborat trei şarje de fontă cu grafit nodular, într-un cuptor cu inducţie de 100 kg capacitate, avînd frecvenţa de 2 500 Hz. Nodulizarea fontelor s-a efectuat

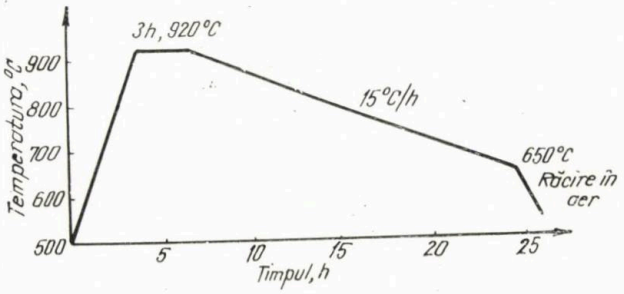


Fig. 2

atît cu magneziu metalic, cît şi cu prealiaj Si-Ca-Ni-Mg-Fe cu 90% Ni şi 5% Mg.

Compoziţia chimică a şarjelor este prezentată în tabela 1.

Fontele s-au turnat în epruvete orizontale cu diametrul de 25 mm (fig. 1) care în vederea probelor de tracţiune au fost prelucrate pînă la un diametru de 9 mm. Ciclul iniţial de tratament a fost cel din figura 2. După acest ciclu fontele au avut structură feritică. Pentru varierea duratei de menţinere la 920° C, după ce primul grup de epruvete introdus a fost menţinut 3 h la palier, s-a introdus grupul următor ş.a.m.d. Evident că pentru grupurile II, III etc., menţinerea nu a fost de 3 + 3 ; 3 + 3 + 3 ; etc. deoarece trebuie ţinut cont şi de durata

Tabela 1

Şarja	Compoziţia chimică, %							Nodulizare
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Mg	
7	3,78	1,82	0,51	0,12	0,016	—	0,014	0,12 % Mg metalic
19	3,72	2,19	0,50	0,12	0,012	—	0,054	0,14 % Mg metalic
20	3,56	3,75	0,48	0,10	0,005	0,5	0,022	Prealiaj Si-Ca-Ni-Mg-Fe

necesară pentru încălzirea epruvetelor nou introduse pînă la 920° C. Această durată fiind însă destul de mică, a fost neglijată în diagramele prezentate mai jos.

Tabela 2

Șarja	Microstructura în stare brut turnată
7	Perlită + ferită ochi de bou + grafit nodular + urme de grafit lamelar
19	Perlită + grafit nodular + cementită
20	Perlită + ferită + grafit nodular

După tratament, care în toate cazurile a dus la feritizarea completă a fontelor, epruvetele au fost supuse încercărilor mecanice și studiului metalografic.

Rezultatele obținute. În tabela 2 se prezintă amănuntele structurilor metalografice ale fontelor cu grafit nodular, cercetate în stare brută de turnare.

Tabela 3

Șarja	Caracteristica	Stare brut turnată	Stare recoaptă (menținere la 920° C)			
			3h	6h	9 h	12 h
7	σ_r, kgf/mm²	66	41	—	42	41
		67	42	—	40	—
	δ, %	3,1	12,8	—	13,1	14,9
		4,3	11,7	—	12,8	—
	HB	229	143	—	143	135
		229	139	—	139	—
19	σ_r, kgf/mm²	48	48	45	45	—
		57	46	—	—	—
	δ, %	0,3	15,2	10,3	17,4	—
		0	10,7	—	—	—
	HB	341	187	143	143	—
		302	149	—	—	—
20	σ_r, kgf/mm²	61	61	58	58	57
		61	60	—	59	—
	δ, %	1,3	11,3	15,4	16,1	—
		1,4	13	—	14,7	—
	HB	229	197	187	179	179
		255	207	—	179	—

Între diversele fonte turnate există deosebiri de compoziție, esențiale numai în ceea ce privește conținutul de siliciu și cel de magneziu. Microstructura în stare brut turnată nu reflectă fidel deosebirile de compoziție, datorită faptului că s-au folosit diverși nodulizanți și s-au aplicat modificări diferite, înainte sau după nodulizare.

Caracteristicile mecanice ale șarjelor, în funcție de durata menținerii la 920° C, sînt prezentate în tabela 3.

Datele prezentate în tabela 3 au fost redate sub formă de diagramă în figura 3 (fig. 3 : *a* — fonta nr. 7 ; *b* — fonta nr. 19 ; *c* — fonta nr. 20 ; *d* : curba *1* — fontele 7 și 19 ; curba *2* — fonta nr. 20). În toate cazurile se constată că pe măsură ce crește durata de menținere la 920° C, are loc o creștere a alungirii și o ușoară scădere a rezistenței. O creștere pronunțată a alungirii se observă în cazul epruvetelor din fonta 20, la care conținutul de siliciu a fost de 3,75% (fig. 3, *c*).

Astfel, în timp ce la o durată de menținere de 3 h la 920° C alungirea a fost în medie de 12%, la o durată de menținere de 9 h, alungirea a ajuns în medie pînă la 15%.

Din figura 3, *d* rezultă că durata menținerii la 920° C influențează și asupra durității. Într-adevăr, se constată o oarecare micșorare a durității o dată cu lungirea palierului. Duritatea mai mare a fontei 20 se datorează durificării soluției solide de carbon în fier α de către siliciul prezent în cantitate mai mare decît în celelalte fonte și de către nichel (0,5% Ni).

În microstructurile probelor recoapte s-a observat că, pe măsura lungirii menținerii la 920° C, are loc o uniformizare a grăunților de

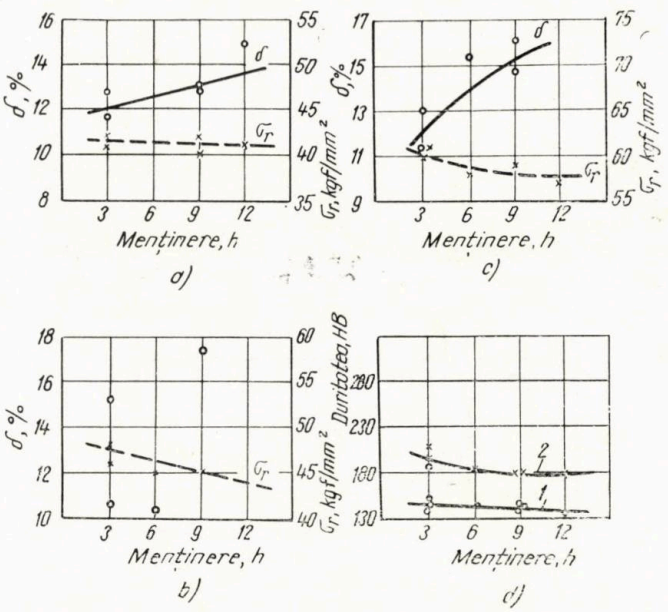


Fig. 3

ferită și o oarecare tendință de creștere a acestora. Acest lucru poate fi urmărit în figura 4, unde s-au prezentat microstructurile unor probe feritice din șarja 20, menținute la 920° C 3 h (fig. 4, *a*), 6 h (fig. 4, *b*) și 9 h (fig. 4, *c*). După

cum era de aşteptat nu s-a observat nici o influenţă a duratei de menţinere asupra formei, numărului şi mărimii nodulilor de grafit.

Interpretarea rezultatelor. O explicaţie a creşterii alungirii ca urmare a măririi timpului de menţinere la temperatura de descompunere a carburilor eutectice a fost dată de Vaşcenko şi colaboratorii săi. Ei se bazează pe faptul că, după unele cercetări, s-a constatat că în fonta albă cea mai mare cantitate de siliciu se dizolvă în Fe α sau Fe γ (la temperaturi înalte), iar în Fe_3C se identifică numai sutimi de procente de siliciu. Difuziunea siliciului în Fe γ este un proces relativ lent şi se poate presupune că, în funcţie de viteza de descompunere a cementitei, omogenizarea poate să coincidă sau să rămînă în urmă faţă de procesul de grafitizare.

În figura 5 este prezentată o schemă care demonstrează neomogenitatea Fe γ, care apare în timpul descompunerii carburilor eutectice. Disocierea şi dizolvarea cementitei în procesul ei de descompunere (fig. 5, *a*) duce la apariţia în locul ei a unor porţiuni noi formate de austenită, arătate pe schemă prin Fe γ' (fig. 5, *b* şi *c*). Viteza mică de difuziune a siliciului justifică presupunerea că conţinutul de siliciu din această austenită este mult mai mic decît în restul austenitei (Fe γ). Gradientul de concentraţie a siliciului, creat în acest mod, provoacă difuziunea lui spre frontul cementitei în dizolvare (fig. 5, *c*). Distribuirea uniformă a siliciului în

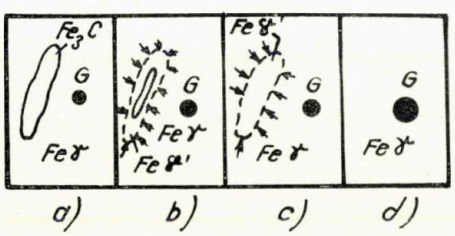


Fig. 5

austenită se obţine abia după o menţinere îndelungată la recoacere (fig. 5, *d*) [2].

Vaşcenko şi colaboratorii săi au urmărit mărirea omogenităţii masei metalice de bază în cursul recoacerii de omogenizare, prin variaţiile observate în microduritatea feritei (determinată la o sarcină de 20 g). Rezultatele au arătat că pe măsura prelungirii duratei de menţinere a fontei la 1 050° C, microduritatea feritei din diferitele puncte ale probei se egalizează treptat

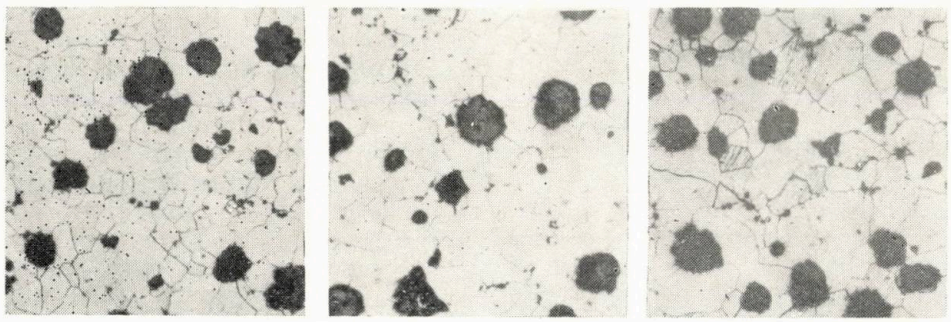


Fig. 4

(fig. 6). Această ipoteză explică modificarea caracteristicilor mecanice ale fontelor cu grafit nodular la diferite durate de tratament pentru descompunerea carburilor eutectice, numai prin influenţa siliciului.

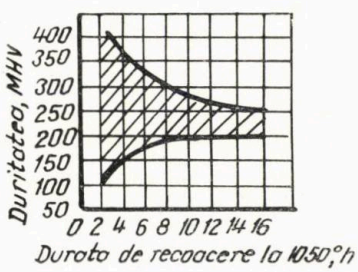


Fig. 6

Într-adevăr, din cauza dizolvării siliciului în Fe γ are loc o deformare a reţelei cristaline. Ca urmare se măresc tensiunile de frecare care împiedică deplasarea dislocaţiilor. Ori, după cum se ştie, frînarea mişcării dislocaţiilor este echivalentă cu durificarea. Aşadar, conform schemei lui Vaşcenko, Fe γ' este durificată datorită prezenţei siliciului. Pe măsură ce siliciul difuzează spre Fe γ', concentraţia lui în Fe γ se micşorează, durificarea se micşorează şi ea în mod corespunzător şi deci alungirea creşte.

Ipoteza lui K.I. Vaşcenko nu ţine însă seamă de difuzia atomilor de carbon şi de autodifuzia atomilor de fier, necesare pentru descompunerea cementitei. Astfel, analizînd tot schema din figura 5, se observă că dizolvarea cementitei şi omogenizarea austenitei se fac pe baza difuziei atomilor de carbon de la Fe_3C la Fe γ şi pe baza difuziei atomilor de Fe şi Si de la Fe γ la Fe_3C.

Calculînd coeficienţii de difuzie în Fe γ la 920° C pentru carbon, siliciu şi fier şi folosind datele din lucrările [4] şi [5], s-au obţinut următoarele rezultate : $D_C^{Fe\gamma} = 1{,}4 \cdot 10^{-7}$ cm²/s ; $D_{Fe}^{Fe\gamma} = 4{,}4 \cdot 10^{-13}$ cm²/s ; $D_{Si}^{Fe\gamma} = 5{,}2 \cdot 10^{-13}$ cm²/s.

Din aceste cifre rezultă că viteza de difuzie a carbonului în Fe γ este mult mai mare decît viteza de difuzie a siliciului și decît cea de autodifuzie a fierului. Așadar, rolul determinant în dizolvarea cementitei și în omogenizarea austenitei revine siliciului și fierului, ale căror viteze de difuzie sînt aproximativ egale. Este deci evident că influența fierului nu poate fi neglijată.

Cantitatea de fier în Fe γ' (fig. 5, *c*) este mai mică decît cea din Fe γ, datorită faptului că Fe γ' provine din Fe_3C. Așadar, imediat după omogenizarea carbonului prin difuzie în Fe γ' și în Fe γ, rețeaua de Fe γ' poate fi considerată ca o rețea defectă, cu numeroase vacanțe. Deplasarea dislocațiilor va fi împiedicată în Fe γ', deoarece vacanțele constituie obstacole pentru mișcarea dislocațiilor. Așadar, porțiunile de Fe γ' se vor deforma foarte puțin. La mărirea duratei de tratament, are loc o autodifuzie a atomilor de fier dinspre Fe γ înspre Fe γ' și o difuzie a vacanțelor din Fe γ' în Fe γ. Concentrația vacanțelor în Fe γ' scade și, ca urmare, durificarea regiunilor Fe γ' se reduce, rezultînd o creștere a alungirii.

Așadar, în ansamblu se poate presupune că procesul este următorul : dizolvarea cementitei începe cu o difuzie foarte rapidă a atomilor de carbon, gradientul concentrației de carbon între faza nouă și faza veche ajungînd la zero într-un timp foarte scurt ; austenita Fe γ', formată în locul cementitei, este foarte săracă în siliciu, dar în schimb are o concentrație ridicată în vacanțe, concentrație care în procesul deformării plastice provoacă durificarea regiunilor Fe γ' ; austenita Fe γ inițială are o concentrație în siliciu foarte ridicată, comparativ cu cea a regiunilor Fe γ' ; acest siliciu provoacă durificarea austenitei Fe γ.

În cazul menținerii la temperatura de descompunere a carburilor eutectice are loc o difuzie a vacanțelor din Fe γ' spre Fe γ, ceea ce provoacă o mărire a plasticității acestor regiuni și o difuzie a siliciului din Fe γ spre Feγ', ceea ce provoacă o mărire a plasticității Fe γ. Este adevărat că difuzia siliciului spre Fe γ' și mărirea concentrației acestuia în Fe γ' provoacă o oarecare durificare a Fe γ', dar în general durificarea prin formarea soluțiilor solide este destul de mică. Așadar, se poate presupune că mărirea plasticității datorită micșorării concentrației vacanțelor este mai mare decît mărirea durității datorită ridicării concentrației siliciului și, în general, regiunile Fe γ' devin mai plastice. Pe de altă parte, cantitatea de cementită fiind relativ mică, vacanțele care difuzează din Fe γ' în Fe γ nu afectează prea mult plasticitatea acesteia, astfel încît în Fe γ plasticitatea este determinată de siliciu și, deci, cu menținerea la temperatură, plasticitatea Fe γ crește.

În concluzie se poate afirma că ridicarea plasticității fontelor cu grafit nodular în cazul măririi duratei de menținere la temperatura de descompunere a carburilor eutectice se datorează măririi plasticității austenitei inițiale (Fe γ) și a austenitei nou formate (Fe γ') (fig. 5).

Ipotezele de mai sus explică foarte bine mărirea alungirii în cazul fontelor cu grafit nodular care au avut cementită liberă în stare brut turnată ca, de exemplu, fonta 19. Ce se întîmplă însă în cazul în care fontele sînt ferito-perlitice (fontele 7 și 20) ? Și în acest caz ipotezele referitoare la creșterea alungirii rămîn valabile. Într-adevăr la încălzirea acestor fonte, perlita ajunge în domeniul temperaturilor de descompunere a carburilor primare, după care fenomenele care se desfășoară sînt absolut identice din punct de vedere calitativ cu cele descrise mai sus, gradientul concentrației de vacanțe și cel al concentrației de siliciu fiind stabiliți de cementita din perlită.

În plus, trebuie ținut seamă și de tendința de uniformizare și de creștere a grăunților de ferită (fig. 4) la mărirea duratei de menținere, care și ea duce la mărirea alungirii.

CONCLUZII

— Este recomandabil ca, în cazul fontelor cu grafit nodular perlito-feritic sau al celor cu carburi primare, primul stadiu de tratament să fie mai lung decît este necesar pentru descompunerea carburilor eutetice, în cazul în care se urmărește obținerea unor alungiri mari. Pentru compozițiile investigate se pot folosi durate de 12 h sau chiar mai mari.

— Mecanismul măririi plasticității fontelor cu grafit nodular prin lungirea primului stadiu de tratament constă în omogenizarea siliciului în masa metalică de bază și în egalizarea concentrației vacanțelor prin autodifuzia atomilor de fier.

SUR LE RECUIT EN VUE DE LA DÉCOMPOSITION DES CARBURES EUTECTIQUES DES FONTES AU GRAPHITE SPHÉROIDAL

On étudie l'influence de la durée de traitement sur les caractéristiques mécaniques et sur la structure des fontes à graphite sphéroïdal.

Si l'on veut obtenir de grands allongements, on recommande que, dans le cas des fontes perlito-ferritiques à graphite sphéroïdal ou dans celui des fontes à carbures primaires, la première étape de graphitisation soit un peu plus longue qu'il n'est nécessaire pour la décomposition des carbures eutectiques.

L'augmentation de la plasticité des fontes à graphite sphéroïdal par l'augmentation de la durée de la première étape de graphitisation est réalisée par l'homogénisation du silicium dans la masse métallique de base et par l'égalisation de la concentration des vacances par l'autodiffusion des atomes de fer.

BREAKING-UP BY ANNEALING OF EUTECTIC CARBIDES IN NODULAR CAST IRON.

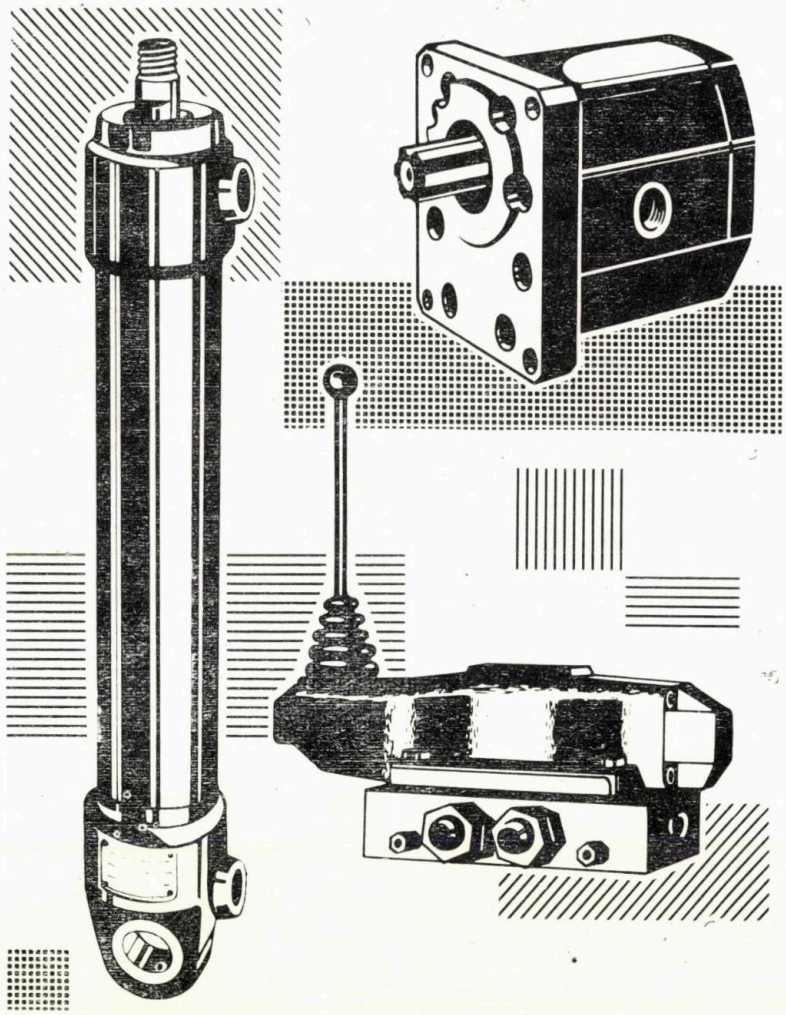
The paper examines the influence of annealing time, at high temperatures, on mechanical characteristics and structure of nodular cast iron.

In case of ferrit-pearlitic nodular cast iron, or of cast iron with primary carbides, a first graphitization stage — longer than necessary for eutectic carbide breaking-up — is recommandable, if high elongations are required.

Mechanism of nodular cast iron plasticity increase, by first graphitization stage extension, consists in homogenization of silicon in the basic metallic matrix and in vacancy concentration levelling by self-diffusion of iron atoms.

BIBLIOGRAFIE

[1] Curry T. W. *Nodular Cast Iron.* Cast Metals Handbook, 1957, p. 195.
[2] Vaşcenko K. I., Todorov R. P. şi Koşovnik G. I. *Despre distribuirea siliciului între faze la recoacerea fontei cu grafit nodular.* Turnătoria, nr. 4, 1959.
[3] Vaşcenko K. I., Todorov R. P. şi Koşovnik G. I. *Influenţa regimului de recoacere a fontei cu grafit nodular asupra proprietăţilor ei mecanice* (traducere din limba rusă). Turnătoria, nr. 5, 1960, p. 37.
[4] Seith W. şi Heumann Th. *Diffusion in Metallen* (după traducerea în limba rusă, 1958).
[5] Kristal M. A. *Diffuzionnie proţesi v jeleznih splavah.* Moscova, Metallurghizdat, 1963.



VVB
ARMATUREN
UND
HYDRAULIK
HALLE/SAALE

Problemele dv. de raţionalizare şi automatizare le rezolvaţi în mod optim cu elemente pneumatice şi hidraulice ORSTA, construcţie bloc.

ORSTA hydraulik

+

ORSTA pneumatik

NOI LIVRĂM :

- CONVERTOARE PRESIUNE — CURENT
- VENTILE DE TRECERE ŞI DE REGLAJ
- SERVOMOTOARE

TOATE DE CEA MAI BUNĂ CALITATE

Informaţii şi prospecte prin :

AMBASADA R. D. G. ÎN R. S. ROMÂNIA
SECŢIA COMERCIALĂ
Bucureşti — România, Drumul Taberei
str. Compozitorilor, scara 1

Exportator :

TECHNOCOMMERZ GmbH 108 Berlin, Mittelstr. 25 — Republica Democrată Germană

PUBLICOM

Comportarea ţevilor sudate sub acţiunea coroziunii şi a eroziunii prin vibraţii mecanice în diverse medii

Ing. E. LĂZĂRESCU, Ing. V. PÎNZARU, fiz. N. BOGOSIEVICI, ing. E. NISTOR şi ing. T. UNGUREANU
Filiala Iaşi a Academiei R. S. România
Uzina metalurgică — Iaşi

CZ 621.774.21 : 620.193

În articolul de faţă se prezintă rezultatele experimentărilor referitoare la comportarea ţevilor sudate produse de Uzina metalurgică — Iaşi supuse acţiunii coroziunii chimice şi eroziunii mecanice provocate de vibraţiile de joasă frecvenţă.

Lucrarea experimentală a fost îndreptată asupra a două direcţii: în prima etapă s-a căutat să se studieze comportarea ţevilor sudate faţă de coroziunea chimică în diverse medii corosive, iar în a doua etapă s-au efectuat studii experimentale privind influenţa vibraţiilor de joasă frecvenţă asupra eroziunii mecanice în cazul ţevilor sudate, produse de Uzina metalurgică — Iaşi.

INFLUENŢA NATURII MEDIULUI COROSIV

După concepţiile actuale coroziunea este un proces electrochimic şi se datorează, aproape fără excepţie, diferenţelor de potenţial care apar între diferitele regiuni ale suprafeţelor metalice [1].

Problema cercetării coroziunii oţelurilor este foarte complexă şi, de aceea, unii cercetători au asociat studiilor experimentale de coroziune şi examene diferite cu raze X [2], cu ultrasunete [3] sau cu trasori radioactivi [4], [9].

Prima serie din cercetările experimentale s-a axat pe încercări de coroziune în medii agresive ale oţelului 17 M 13 şi ale oţelului cu carbon obişnuit extramoale pentru a se putea stabili domeniile de utilizare a ţevilor sudate, produse de Uzina metalurgică — Iaşi. S-a urmărit să se cerceteze procesul general de coroziune la ţevile sudate, pentru a se determina rolul şi influenţa sudurii asupra rezistenţei la coroziune în diverse medii agresive a materialului respectiv [5], [6]. Mediile agresive au fost alese în funcţie de locul unde vor putea fi folosite ţevile fabricate la Iaşi. S-a încercat să se studieze dacă sudura şi zona influenţată termic din ţeavă au sau nu vreo influenţă negativă asupra rezistenţei la coroziune [7]. S-a căutat să se cerceteze toţi parametrii care ar putea influenţa efectul distructiv al coroziunii, şi anume: temperatura, tipul de soluţie şi concentraţia acesteia, durata acţiunii mediului agresiv, viteza de curgere a mediului corosiv, *ph*-ul soluţiei [2] şi [10].

Metodele de studiu folosite au fost cele cantitative, calitative şi microscopice.

În cazul oţelului slab aliat 17 M 13 s-au efectuat cercetări de coroziune în soluţii de acid sulfuric, de hidroxid de sodiu şi de clorură de sodiu cu diverse concentraţii, la diferite temperaturi şi pentru cele mai variate regimuri de curgere ale acestora. Pentru oţelurile carbon obişnuite s-a studiat rezistenţa la coroziune numai în cazul diverselor produse petroliere indigene. Determinările calitative au constat numai din examinarea vizuală şi microscopică a epruvetelor distruse, precum şi din fotografierea lor.

Exprimînd indicele gravimetric de coroziune K în g/m²h, greutatea specifică γ în g/cm³ şi considerînd că o conductă sudată ar fi utilizată anual 8 650 h, rezultă pentru indicele de penetraţie a coroziunii următoarea formulă:

$$p = \frac{K \cdot 8\,650}{\gamma \cdot 104}.$$

Cercetările experimentale de coroziune s-au efectuat în soluţii de acid sulfuric de 10, 35, 60 şi 92% în regim de agitare sau fără agitare şi la temperaturi de 18, 25 şi 40° C. Pentru menţinerea unor concentraţii stabile de acid sulfuric, s-a prevăzut un sistem de reîmprospătare continuă a soluţiei, în aşa fel încît *ph*-ul acesteia să fie menţinut constant.

În soluţiile acide reacţiile de degajare de hidrogen se desfăşurau rapid şi deoarece viteza de reîmprospătare a oxigenului era de obicei prea înceată, în mod obişnuit predomina degajarea hidrogenului. În acidul sulfuric fierul prezenta un fenomen de pasivizare la concentraţii mai mari decît 68%.

Rezultatele experimentale, efectuate în condițiile arătate mai sus, sînt prezentate în figura 1, pentru regimul cu agitare, și în figura 2, pentru regimul fără agitare (*1* — 18° C; *2* — 25° C; *3* — 40° C).

Din figurile 1 și 2, care se referă la coroziunea în soluții de acid sulfuric a țevilor sudate, rezultă că temperatura și regimul de curgere a mediului corosiv influențează în mod deosebit viteza de coroziune, în sensul că, în regim de puternică agitare, o dată cu creșterea temperaturii soluției, indicele gravimetric crește destul de rapid. În experiențele efectuate cu acid sulfuric de o concentrație de 35%, la o temperatură de 40° C și în regim de agitare intensă, coroziunea țevilor sudate a fost cea mai puternică.

Din figurile 3 (regim cu agitare) și 4 (regim fără agitare), care se referă la coroziunea țevilor sudate în soluții de clorură de sodiu, se constată că, în regimul cu agitare viteza de coroziune crește la început mai intens cu durata acțiunii corozive și apoi ceva mai lent (*1* — 18° C; *2* — 25° C).

De asemenea, în primele 3 h de acțiune corosivă, temperaturile mai ridicate ale mediului intensifică viteza de coroziune.

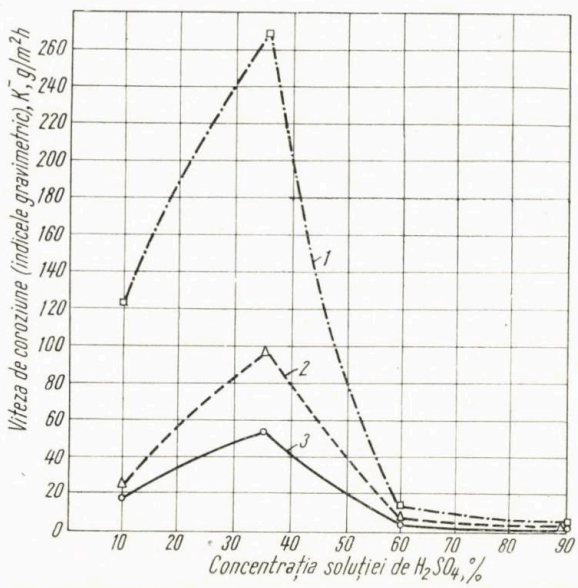


Fig. 1

Tabela 1

Concentrația soluției, %	Temperatura, °C	Adîncimea ciupiturilor, μm	Numărul de ciupituri	Diametrul mediu al ciupiturilor, μm	Adîncimea ciupiturilor, μm	Numărul de ciupituri	Diametrul mediu al ciupiturilor, μm
		lîngă sudura țevii			la distanța de 1,5 cm față de sudură		
10	40°C	230	31	—	195	29	—
35	16°C	190	37	40,8	180	31	36,6
35	18°C	200¾	44	59,4	180	31	63,4
35	25°C	215	45	69,4	200	40	63,0
35	40°C	260	53	80	220	48	75,6

Determinînd adîncimea și numărul ciupiturilor, precum și diametrul lor mijlociu în zona sudurii țevilor și la o distanță de circa 1,5 cm

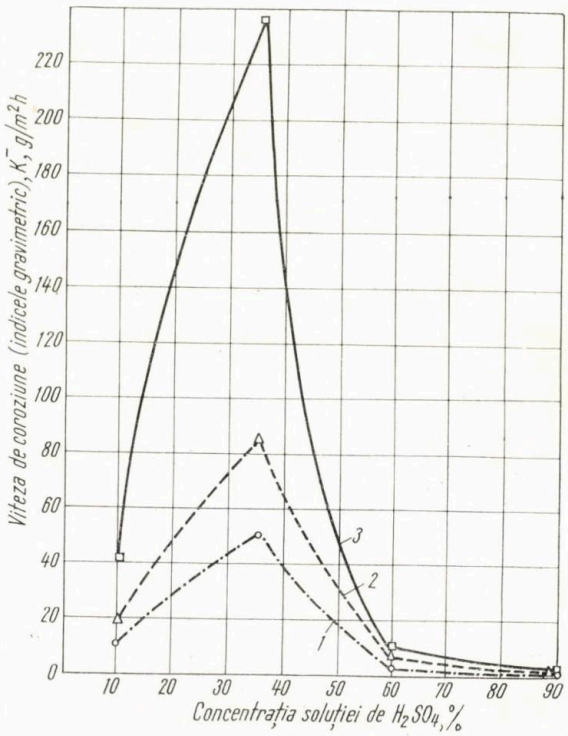


Fig. 2

față de această zonă, s-a putut constata că există deosebiri importante în cele două regimuri de curgere, datorită temperaturii și concentrației acidului.

Rezultatele experimentale sînt prezentate în tabela 1.

Din examinarea datelor din tabela 1 se constată că în soluții de acid sulfuric, la o temperatură de 40° C și în regim de agitare intensă, coroziunea țevilor sudate este cea mai intensă, întrucît adîncimea ciupiturilor este de 260 μm, în zona influențată termic, și de 220 μm, la o distanță de 1,5 cm de sudură.

Numărul ciupiturilor și diametrul lor mediu este de asemenea mai mare în zona influențată termic decît în aceea neinfluențată. Aceasta se poate constata și din examinarea figurilor 5 (soluție de acid sulfuric 35%; regim cu agitare; $\theta = 40°$ C; $K = 260$ g/m²h), 6 (soluție de acid sulfuric 35%; regim cu agitare; $\theta = 25°$ C; $K = 95{,}5$ g/m²h), 7 (soluție de acid sulfuric 35% regim cu agitare; $\theta = 18°$ C; $K = 59{,}5$ g/m²h) și 8 (soluție de acid sulfuric de 35%; regim fără agitare; $\theta = 18°$ C; $K = 50$ g/m²h).

Se constată că într-o soluție de acid sulfuric, țevile sudate se comportă diferit în zona influențată termic, față de cea neinfluențată.

Prin determinarea compoziției chimice a materialului din zona corodată și din cea necorodată, s-au constatat deosebiri în ceea ce

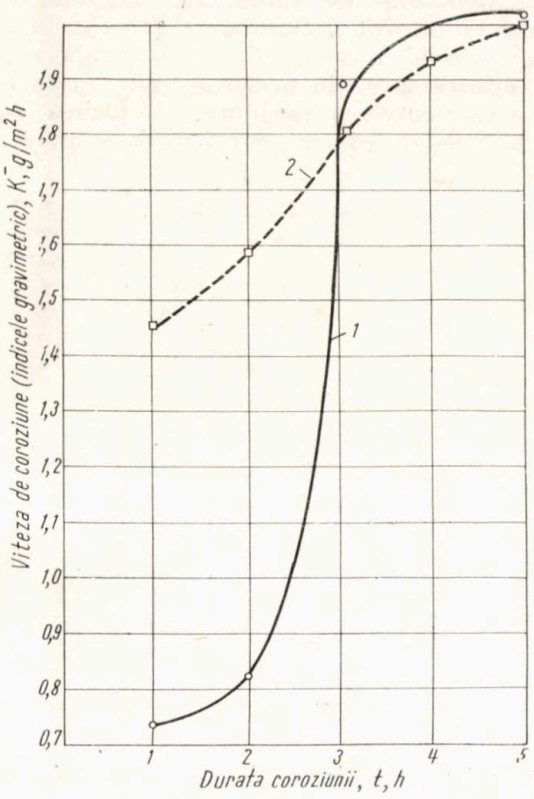


Fig. 3

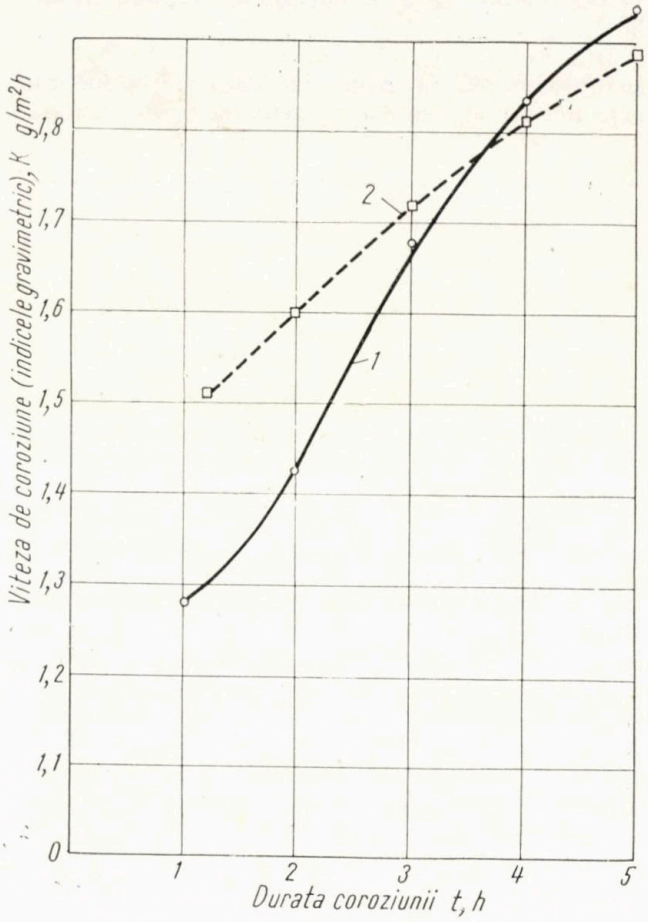


Fig. 4

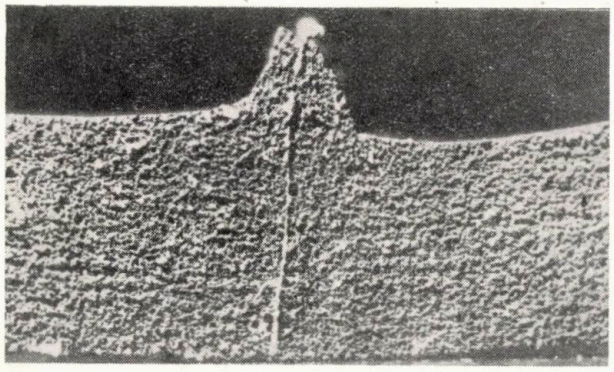


Fig. 5

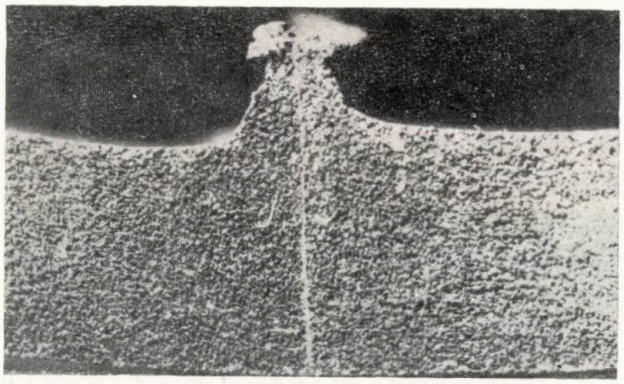


Fig. 6

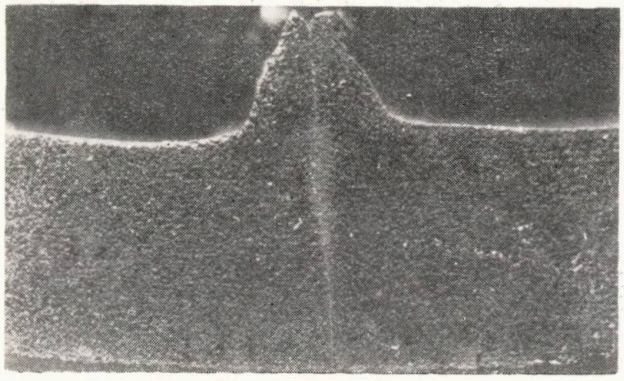


Fig. 7

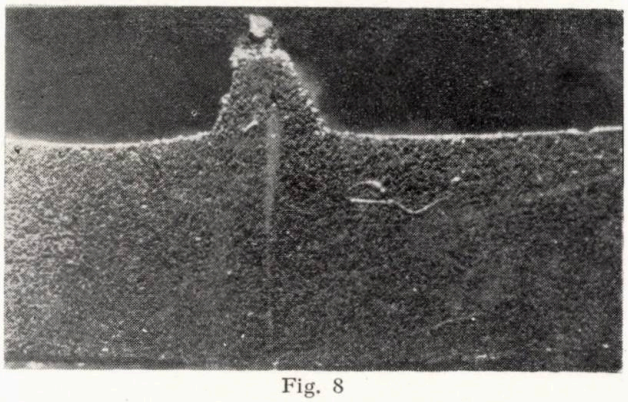


Fig. 8

privește conținutul de carbon și mangan (tabela 2).

Din analiza datelor prezentate în tabela 2 se observă că în zona corodată carbonul nu este atacat și are loc o acumulare de carbon

Tabela 2

Materialul epruvetei	C, %	Mn, %
Oțel 17 M 13 corodat	0,80	1,74
Oțel 17 M 13 necorodat	0,18	1,64

în materialul din zona influențată termic. Se constată, de asemenea, că nici manganul nu este atacat decît într-o mică măsură, avînd loc și o ușoară acumulare de mangan.

În soluțiile de hidroxid de sodiu, oțelul 17 M 13 se comportă, în general, ca un oțel rezistent la coroziune. S-au efectuat încercări experimentale la coroziune în soluții de hidroxid de sodiu cu concentrații de 15, 25 și 40% și la temperaturi de 18, 25 și 40°C în regim cu agitare și fără agitare. Oțelul este corodat numai în soluții de hidroxid de sodiu de 40% la temperaturi de 25 și 40° C cu o viteză maximă de coroziune de 0,85 g/m²h. După aspectul distrugerii s-au remarcat deosebiri importante față de soluțiile cu acid sulfuric. Astfel, în figura 9 se pot vedea ușoare pete de coroziune. Se constată că petele de coroziune sînt, în acest ultim caz, mai dese și mai mari în zona influențată termic (lîngă sudură).

INFLUENȚA VIBRAȚIILOR DE JOASĂ FRECVENȚĂ

Într-o a doua serie de experiențe s-a căutat să se cerceteze influența vibrațiilor asupra eroziunii cavitaționale la țevile sudate produse de Uzina metalurgică — Iași, în cazul utilizării unor produse petroliere indigene.

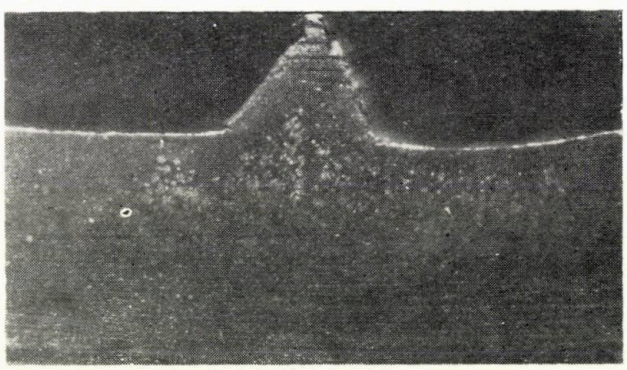


Fig. 9

Experiențele au fost efectuate cu un vibrator electromagnetic cu ajutorul căruia au fost produse vibrații mecanice cu frecvența de 50 Hz și cu amplitudinea cuprinsă între 0,5 și 3 mm.

Distrugerea probei, asemănătoare cu cea provocată prin cavitație, a fost produsă prin lovirea lichidului de suprafața epruvetei cu ajutorul vibratorului. Durata de experimentare a fost cuprinsă între 24 și 100 h. Probele au fost confecționate din aceleași țevi sudate ca și în experiențele precedente. Cîntărirea s-a făcut la o balanță microanalitică, cu o precizie de 10^{-5} g.

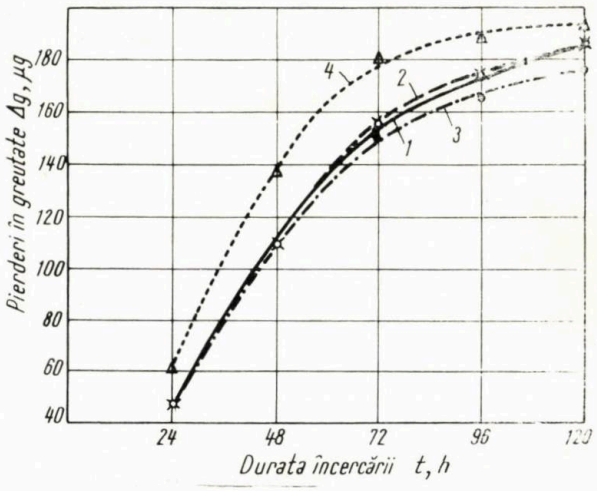


Fig. 10

Rezultatele experimentale au fost exprimate cu ajutorul pierderii de greutate Δg, cu ajutorul indicelui gravimetric și prin indicele de penetrație a eroziunii.

Rezultatele experiențelor cu vibrații sonore sînt redate în figura 10 (*1* — motorina *1*; *2* — motorina *2*; *3* — motorina *3*; *4* — motorina *4*). Condițiile de experimentare au fost: $f = 3\,000$ vibrații/min; amplitudinea = 3 mm; durata unei încercări = 24 — 100 h.

Se constată că rezultatele experimentale în cazul celor patru motorine folosite au fost calitativ analoge.

Caracterul curbelor îndreptățește presupunerea că distrugerea cavitațională a oțelului, provocată prin vibrații, are un caracter de liniaritate în primele 50 — 60 h de funcționare a vibratorului, după care eroziunea crește mult mai lent.

Cu ajutorul datelor reprezentate grafic în figura 10, s-a calculat indicele de penetrație a eroziunii cavitaționale produse prin vibrații la probele metalice cercetate. Valorile acestui indice sînt date în tabela 3.

Tabela 3

Tipul motorinei	Frecvența vibrației, vibr./min	Amplitudinea vibrației, mm	Durata vibrație, h	K, g/m²h	p, μm/an
Motorina 1	3 000	3	48	0,67	68
Motorina 2	3 000	3	48	0,49	51
Motorina 3	3 000	3	48	0,47	50
Motorina 4	3 000	3	48	0,67	68

Din examinarea datelor cuprinse în tabela 3 se constată că micşorarea medie anuală a grosimii metalului la probele supuse eroziunii cavitaţionale, produse prin vibraţii de joasă frecvenţă, variază între 50 şi 68 μm.

CONCLUZII

Rezultatele experimentale permit stabilirea următoarelor concluzii :

— Coroziunea cea mai intensă s-a remarcat în cazul soluţiilor de acid sulfuric cu o concentraţie de 35%, în regim de agitare şi la o temperatură de 40° C.

— În soluţiile de clorură de sodiu temperaturile mai ridicate ale mediului influenţează viteza de coroziune doar în primele 3 h de coroziune.

— În soluţii de hidroxid de sodiu ţevile sudate din oţel 17 M 13 se comportă în general bine, avînd materialul rezistent la coroziune.

— La concentraţii mari ale soluţiilor de hidroxid de sodiu se constată o uşoară viteză de coroziune.

— Indicele de penetraţie mediu anual produs prin eroziune mecanică, sub influenţa vibraţiilor de joasă frecvenţă, variază la ţevile sudate între 50 şi 68 μm.

LE COMPORTEMENT DES TUBES SOUDÉS SOUS L'ACTION DE LA CORROSION ET DE L'ÉROSION PAR VIBRATIONS MÉCANIQUES, DANS DIVERS MILIEUX

On a étudié le comportement des tubes soudés produits par l'Usine métallurgique de Iassy sous l'action de la corrosion chimique dans divers milieux corrosifs. Sont présentés en même temps les résultats des expériences portés sur l'érosion mécanique produite par les vibrations de basse fréquence.

Le processus de corrosion le plus intense a été constaté dans le cas des solutions d'acide sulfurique à concentration égale à 35%.

WELDED TUBE BEHAVIOUR UNDER CORROSION AND EROSION DUE TO MECHANICAL VIBRATIONS IN VARIOUS MEDIA

The paper analyses behaviour of welded tubes, manufacturated in Metallurgical Plant — Iaşi, under chemical corrosion in various corroding media. Results of investigations regarding mechanical erosion due to low-frequency vibration are also presented.

The most intensive corroding process in welded tubes was observed for sulphuric acid solutions of 35% concentration.

BIBLIOGRAFIE

[1] Hagymas Gh. şi Firam C. *Coroziunea şi protecţia metalelor.* Bucureşti, Editura tehnică, 1963.

[2] Reicher A., Herzog E. şi Valeăr A. M. *Contribution à l'étude de la resistance à corrosion des aciers inoxydables au souffre.* Revue de Metallurgie, 1965, p. 823—834.

[3] Romanov V. *Metodi issledovanie korrozii metallov.* Moscova, Izdatelstvo Metallurghia, 1965.

[4] Odenhal W. *Influenţa coroziunii asupra comportării în exploatare a armăturilor.* Industrie Anzeiger, nr. 93, 1965, p. 2173—2176.

[5] Wiegand Heinrich. *Werkstoffzerstőrung unter complexen Beanspruchungen.* M.T.Z. -25, nr. 8, 1964, p. 232—237.

[6] Lichtman Y. Z. *Study of korrosion and erosion damage.* Trans. of the ASME, Series D, nr. 6, 1958, p. 1325—1341.

[7] Leith W. *Some korrosion Effects.* Trans. of the ASME, nr. 4, 1960, p. 795—808.

[8] Wiegand H. şi Schuhneiffer R. *Über die Wirkung von korrosions schutzmitteln auf die Werkstorffzerstőrung durch korrosion.* M.T.Z. 27, nr. 5, 1966, p. 183—191.

[9] Velicikin. *Folosirea izotopilor radioactivi în cercetările uzurii pieselor.* Vestnik maşinostroenia, nr. 7, 1959, p. 37—42.

[10] Rao G. S. *Prevederea deteriorărilor produse prin coroziune.* Trans. of the ASME, Soc. Civ. Eng., S.U.A., 1962, p. 309—334.

Repartiţia tensiunilor de întindere şi comprimare la forjarea secţiunilor rotunde între scule plane

Dr. ing. V. I. POPESCU,
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej" — Bucureşti

Ing. ST. NOVAC şi ing. GR. GAVRILESCU
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 621.735.043 : 620.172/.173

În cadrul proceselor tehnologice de obţinere a pieselor şi semifabricatelor forjate, forjarea secţiunilor rotunde între scule (ciocan şi nicovală) plane constituie una dintre operaţiile foarte frecvent întîlnite. Avantajul principal al folosirii sculelor plane pentru forjarea secţiunilor rotunde constă în posibilitatea utilizării acelorași scule pentru obţinerea semifabricatelor într-o gamă dimensională nelimitată. Dezavantajul folosirii sculelor plane, la forjarea secţiunilor rotunde, îl constituie crearea tensiunilor de întindere radială, care pot provoca apariţia fisurilor longitudinale în axa pieselor sau a semifabricatelor forjate.

Stabilirea condiţiilor în care forjarea secţiunilor rotunde între scule plane poate fi efectuată fără pericolul apariţiei fisurilor axial-longitudinale a constituit o preocupare de seamă pentru foarte mulţi cercetători din domeniul deformărilor plastice.

Pe baza cercetărilor efectuate a fost stabilit şi recunoscut de către toţi cercetătorii [1] — [5]

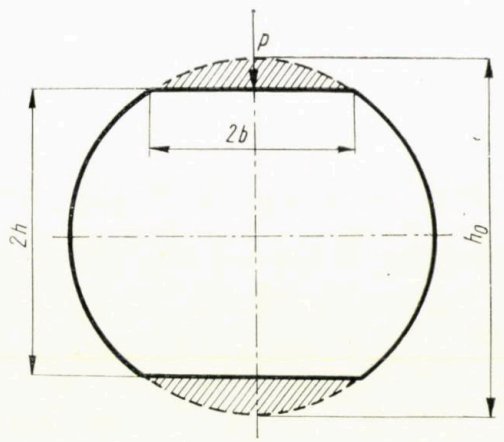


Fig. 1

că fisurarea axial-longitudinală se produce ca o consecinţă a tensiunilor de întindere radială care se creează în material în timpul forjării între scule plane după schema rotund-rotund.

Răspunsuri diferite au fost date cu privire la valoarea tensiunilor de întindere şi comprimare din zona axială şi la adîncimea zonei de pătrundere a deformării plastice în funcţie de mărimea gradului de deformare unitară, adică a gradului de deformare obţinut cu o lovitură de ciocan sau la o cursă a presei.

Bazîndu-se pe reţeaua liniilor de curgere, E. Siebel [1] a stabilit calitativ caracterul stării de tensiune care se creează la forjarea secţiunilor rotunde între scule plane. Mai tîrziu E.P. Unksov şi M.V. Zavarţeva [2], pe baza unor încercări făcute pe materiale foto-plastice, precizează că la forjarea secţiunilor rotunde între scule plane deformarea plastică pătrunde pînă în zona axială numai dacă gradul de deformare unitară depăşeşte 7,5%,iar tensiunile de întindere radială din această zonă se anulează numai dacă gradul de deformare unitară depăşeşte 29%. În lucrarea [5] se arată, de asemenea, că tensiunile de comprimare în zona axială apar numai dacă raportul $h : b \leqslant 1{,}0$ (fig. 1), ceea ce corespunde unei deformări unitare $\varepsilon_u \geqslant 29\%$.

De remarcat că atît în lucrarea [2], cît şi în lucrarea [5] se arată că epruvetele au fost deformate plastic între scule plane, după ce în prealabil au fost prelucrate prin aşchiere pe două feţe, aşa cum se observă în figura 1. În cazul lucrării [5] prelucrarea prin aşchiere a fost făcută pentru valorile raportului $h : b$ cuprinse între 0,8 şi 3,0, iar epruvetele au fost din oţel nealiat.

Pe baza precizărilor făcute în lucrarea [2], M.I. Dzugutov [3] explică mecanismul apariţiei fisurilor axial-longitudinale în timpul forjării secţiunilor rotunde între scule plane (fig. 2).

Conform explicaţiei date de M.I. Dzugutov (fig. 2), în momentul iniţial contactul între scule şi semifabricatul rotund se produce după o linie dreaptă, situată în punctele de tangenţă. Datorită apropierii sculelor între ele, începe deformarea plastică, iar linia de contact se transformă în suprafaţă de contact, care creşte pe măsura creşterii gradului de deformare

plastică. O dată cu formarea suprafeței de contact apare și zona de deformare îngreuiată. Această zonă, după cum se arată în lucrarea [3], în secțiune transversală are forma unui triunghi dreptunghic isoscel. În timpul deformării plasti-

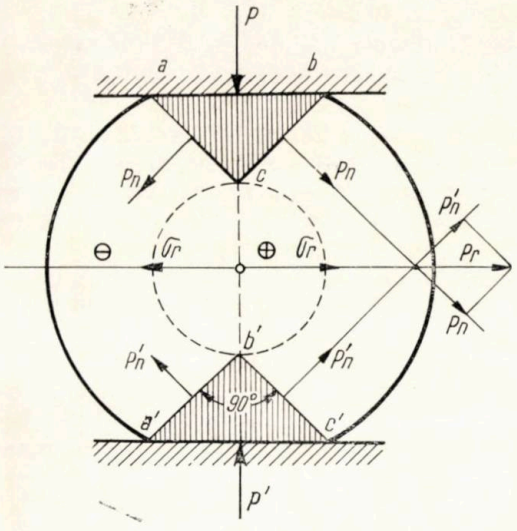


Fig. 2

ce a materialului, sub acțiunea forței exterioare P și a reacțiunii P' —forțe care se descompun în componentele P_n și P'_n, în zona periferică a secțiunii transversale se creează tensiuni de comprimare, iar în zona axială, tensiuni de întindere. Delimitarea între zona periferică și cea axială o constituie cercul înscris între vîrfurile celor două triunghiuri. Ca o consecință a tensiunilor de întindere în zona axială, după un anumit grad de deformare plastică materialul fisurează în această zonă. Pentru a reduce pericolul de fisurare a materialului în zona axială din figura 2, gradul de deformare unitară $\left(\varepsilon_u = \frac{h_0 - h_1}{h_0}\right)$ trebuie mărit pînă cînd zona în care acționează tensiunile de întindere se reduce la zero, adică pînă cînd vîrfurile triunghiurilor $a\ b\ c$ și $a'\ b'\ c'$ se ating și apoi se întrepătrund. Întrucît triunghiurile $a\,b\,c$ și $a'\,b'\,c'$ își menținu unghiul la vîrf constant, atingerea și întrepătrunderea vîrfurilor acestor triunghiuri are loc numai la grade de deformare unitară care depășesc 29%.

În lucrarea [4], calculîndu-se, pe baza teoriei liniilor de curgere, valoarea tensiunilor de întindere pentru diferite rapoarte $b : h$ (fig. 3), s-a stabilit că raportul dintre tensiunile de întindere σ_x și constanta de plasticitate K în zona axială crește de la zero (cînd $b : h = 1{,}0$) pînă la valori supraunitare cînd $b : h \leqslant 0{,}123$ (tabela 1).

Tabela 1

$b : h$	1,0	0,625	0,410	0,275	0,185	0,123
$\sigma_x : 2K$	0,0	0,35	0,61	0,75	0,92	1,08
ε_u, %	29	15	7,5	3,0	2,0	1,0

După cum rezultă din tabela 1, în zona axială tensiunile de întindere se anulează numai dacă $\varepsilon_u \geqslant 29\%$, iar valoarea acestor tensiuni se menține ridicată și pentru cazul cînd ε_u are valori cuprinse între 10 și 15%.

În figura 3 se arată variația raportului dintre tensiunile de întindere sau comprimare și constanta de plasticitate de-a lungul axei $y-y$, pentru cazul cînd raportul $b : h = 0{,}123$, adică $\varepsilon_u = 1{,}0\%$ [4].

Pentru a determina, pe cale experimentală, adîncimea zonei de deformare plastică, în lucrarea de față au fost deformate la rece cu o singură cursă a presei epruvete de plumb și de cupru, care au avut trasată pe suprafața frontală o rețea polară, formată din cercuri concentrice și linii diametrale situate la unghiuri egale. Dimensiunile epruvetelor au fost : $d = 75$ mm și $l = 100$ mm.

Comparînd modificarea formei rețelei între epruvetele de plumb și cele de cupru s-a constatat că, cu toate diferențele existente între cele două metale cu privire la plasticitatea și la rezistența de deformare plastică, modificarea rețelei a fost practic aceeași.

Pentru a verifica dacă deformarea plastică se produce la fel de-a lungul semifabricatului, au fost deformate în aceleași condiții epruvete monobloc avînd rețeaua polară trasată pe una din suprafețele frontale și epruvete executate din doi cilindri lipiți cap la cap și avînd rețeaua polară trasată pe suprafețele lipite de la mijlocul epruvetei. Lipirea celor doi cilindri s-a făcut cu un aliaj a cărui temperatură de topire a fost mai scăzută decît a plumbului. Întrucît după deformarea plastică cu același grad de deformare unitară modificarea rețelei a fost aceeași, în continuare s-au folosit numai epruvete monobloc.

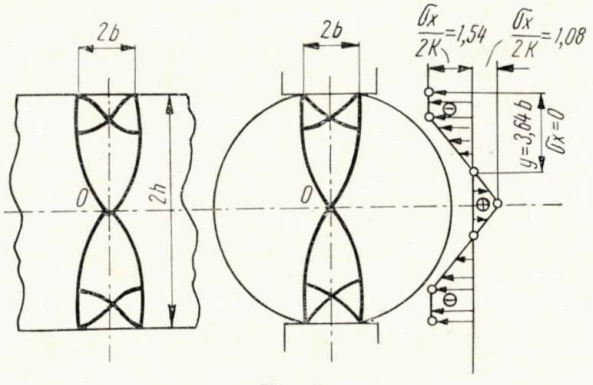


Fig. 3

Modificarea formei rețelei de pe suprafața frontală a epruvetelor de cupru după deformarea plastică cu valori diferite ale gradului de deformare unitară este arătată în figura 4, *a* pentru cazul cînd $\varepsilon_u = 3\%$, în figura 4, *b*

pentru $\varepsilon_u = 15\%$ și în figura 4, *c* pentru $\varepsilon_u = 29\%$.

Însemnînd cu d_0 diametrul inițial al celui mai mic cerc din figura 4, cu d_x și d_y diametrul orizontal și vertical după deformare, s-a determinat variația raporturilor $d_0 : d_y$ și $d_x : d_y$, în funcție de gradul de deformare unitară, și s-a întocmit diagrama din figura 5.

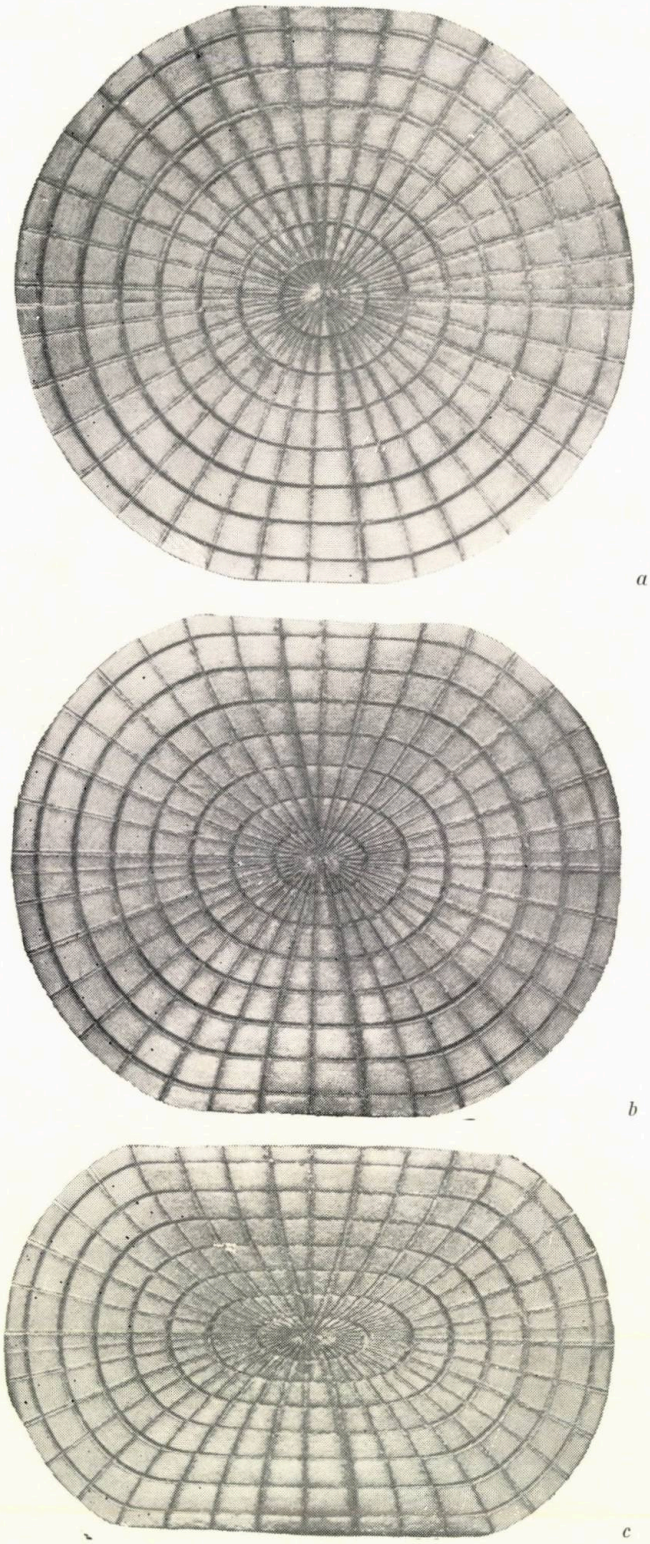


Fig. 4

Din figurile 4 și 5 rezultă că deformarea plastică ajunge în centrul semifabricatului la grade de deformare unitară egale sau mai mari decît 3%. Cînd $\varepsilon_u > 3\%$ zonele de deformare plastică a materialului se întrepătrund, iar întrepătrunderea devine cu atît mai pronunțată, cu cît gradul de deformare unitară este mai mare.

Ținînd seamă că, în timpul presării, în zona axială iau naștere tensiuni de întindere, care ar putea duce la deformarea plastică a acestei zone prin întindere și nu prin comprimare (fig. 2), pentru înlăturarea tensiunilor de întindere epruvetele din cupru au fost construite telescopic, adică din mai multe tuburi concentrice în jurul unui miez central. Pentru a putea studia și compara modificarea rețelei, epruvetele telescopice, avînd aceleași dimensiuni cu cele monobloc, au fost deformate în aceleași condiții. Modificarea rețelei și a aspectului inițial pentru epruvetele telescopice este arătată în figura 6, *a*, *b* și *c* pentru epruvetele deformate cu 3, 15 și respectiv 29%.

Din fotografiile prezentate în figura 6 se observă că, pentru epruvetele la care tensiunile de întindere radială au fost total înlăturate, deformarea plastică ajunge în zona axială de asemenea cînd $\varepsilon_u \geqslant 3{,}0\%$. Pe măsura creșterii gradului de deformare unitară peste 3,0% deformarea plastică în zona axială echivalează și apoi depășește în intensitate deformarea care are loc în zona periferică. Momentul în care deformarea plastică în zona axială se produce cu o intensitate mai mare decît în oricare altă zonă a secțiunii transversale corespunde gradului de deformare unitară $\varepsilon_u \cong 8\%$. Datorită acestui fapt, pentru cazul cînd $\varepsilon_u > 8\%$, alungirea miezului și a tuburilor imediat învecinate are loc cu intensitate mult mai mare decît alungirea tuburilor exterioare (fig. 6). Astfel, pentru $\varepsilon_u = 10\%$, miezul epruvetei telescopice s-a alungit cu aproximativ 5%, tuburile alăturate *2* și *3* au avut o alungire mai mică, iar restul tuburilor, pînă la cel din exterior, practic nu s-au alungit. Majorînd gradul de deformare unitară pînă la 15%, alungirea miezului a crescut la aproximativ 14%. De remarcat că dacă alungirea s-ar fi raportat numai la porțiunea cuprinsă între inele în momentul respectiv și nu la întreaga lungime a miezului (fig. 6) valoarea sa ar fi fost mai mare decît cea indicată. Aspectul epruvetei, inclusiv al miezului, pentru cazul cînd $\varepsilon_u = 29\%$, este arătat în figura 6, *c*.

Faptul că nu se observă o alungire continuă și proporțională a tuburilor de la centru către periferia epruvetei s-ar putea explica prin aceea că gradul de prelucrare a suprafeței acestor tuburi nu a asigurat același coeficient de frecare între ele.

Ținînd seamă de modificările rețelei de pe suprafața frontală a epruvetelor monobloc și a celor telescopice, și de alungirea miezului și a tuburilor interioare pentru epruvetele telescopice, rezultă că, la forjarea secțiunilor rotunde între scule plane, deformarea plastică în zona axială are loc în toate cazurile în care $\varepsilon_u > 3{,}0\%$. La grade de deformare unitară cuprinse între 3 și 8%, alături de tensiunile de comprimare pe direcție verticală, în zona axială mai apar și tensiuni de întindere în direcție orizontală. Datorită acestui fapt miezul se deformează pe înălțime dar nu se alungește. Pentru cazurile cînd $\varepsilon_u \geqslant 8\%$ tensiunile de întindere se anulează complet, iar în zona axială acționează numai tensiuni de comprimare. Din această cauză, adică datorită tensiunilor de comprimare spațială, deformarea miezului pe înălțime este însoțită de o pronunțată alungire.

Aceste concluzii, bazate pe observații experimentale, sînt de altfel în deplină concordanță și cu cele care rezultă din teoria liniilor de curgere (fig. 7).

În figura 7 se arată construcția grafică a conturului exterior al liniilor de curgere, bazată pe teoremele lui Prandtl și aplicată la deformarea secțiunilor rotunde [4].

Pentru construcția conturului exterior al liniilor de curgere, la un cerc de dimensiuni date se duce o secantă care intersectează cercul la înălțimea corespunzătoare gradului de deformare unitară. Din punctele de intersecție *a* și *b* se duc dreptele *ac* și *bc*, care formează între ele un unghi de 90°. Din punctele *a* și *b* se trasează cîte un arc de cerc cu razele *ac*, respectiv *bc*. Lungimea acestor arcuri de cerc se ia astfel încît unghiurile formate de dreptele *ac* și *ad*, respectiv *bc* și *be*, să fie egale cu 90°. În continuare arcurile de cerc *cd* și *ce* se divizează într-un

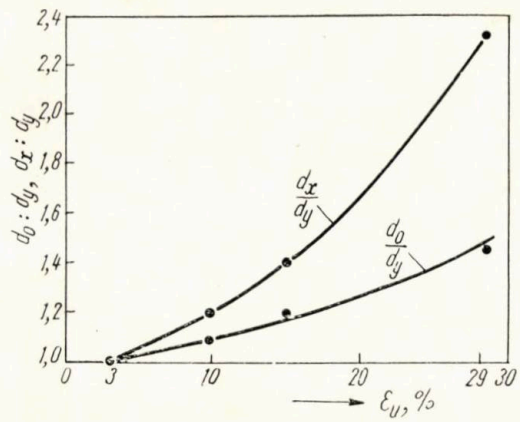


Fig. 5

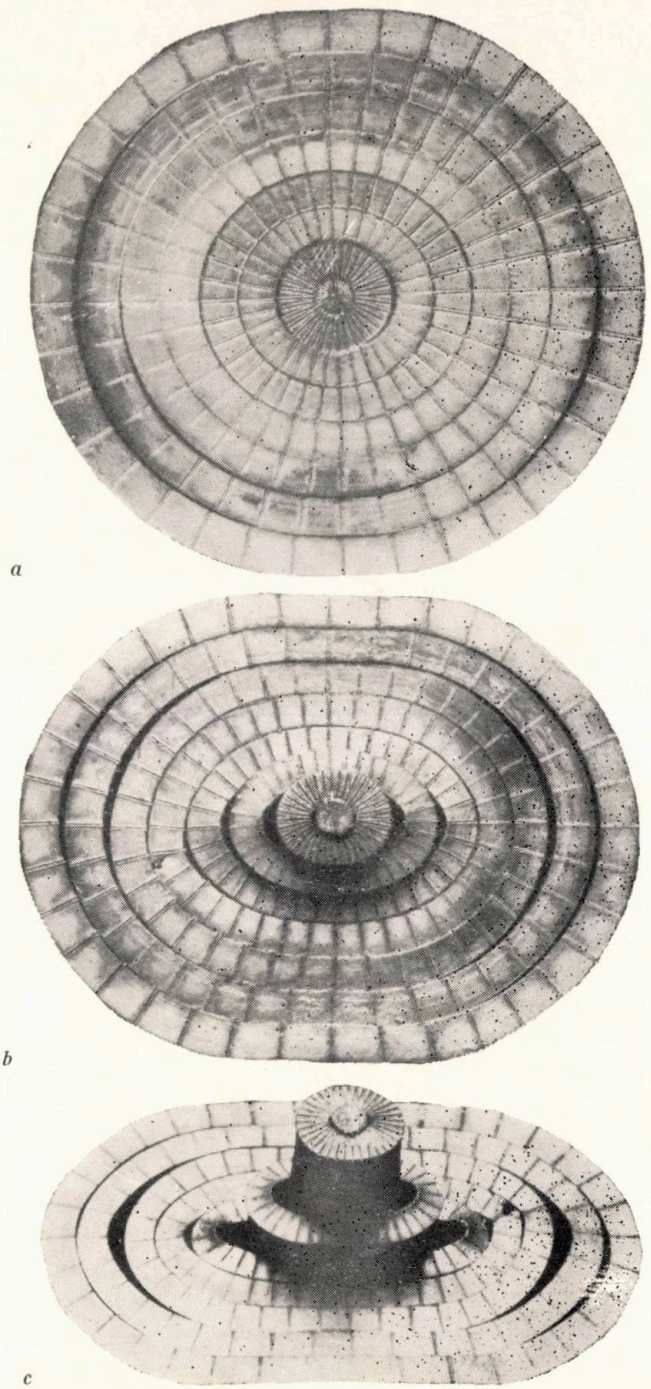


Fig. 6

număr oarecare de părți egale, în cazul de față 4, obținîndu-se astfel punctele 1′, 2′, 3′ și *d*, respectiv 1, 2, 3 și *e*. Din punctele obținute se trasează tangentele t_1, t_2, t_3 și t_e, respectiv t'_1, t'_2, t'_3 și t_d. În acest fel s-au stabilit toate elementele geometrice necesare trasării conturului exterior al liniilor de curgere. Pentru trasarea conturului liniilor de curgere din centrul *c* cu raza *ac*, se trage un arc de cerc, care pleacă din punctul *a* și se oprește la intersecția cu tangenta t_1, adică în punctul *I*. Apoi din centrul *1* cu raza egală cu dreapta *1—I* se trasează arcul de cerc *I—II* și, în continuare, din centrele *2*, *3* și *e* se trasează arcurile *II—III*, *III—IV* și *IV—V*. În mod similar se construiește curba *b*, *I′*, *II′*, *III′*, *IV′*, *V*.

Conturul închis între dreapta ab și curbele $\widehat{a-V}$ și $\widehat{b-V}$ reprezintă zona de deformare plastică a materialului în partea superioară a secțiunii circulare a semifabricatului.

Construind după aceleași reguli și conturul exterior al liniilor de curgere din partea inferioa-

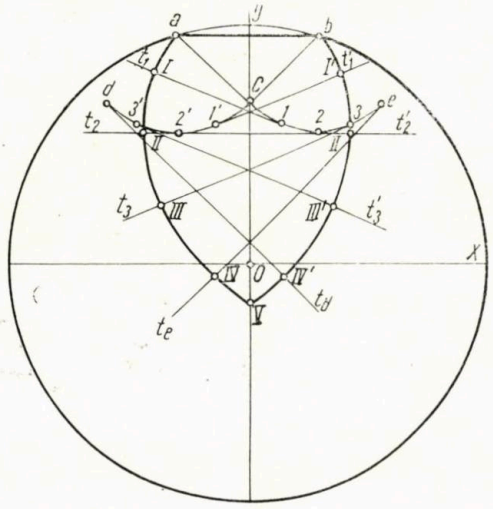


Fig. 7

ră a secțiunii transversale a semifabricatului, se obține întreaga suprafață a secțiunii transversale care se deformează plastic prin comprimare la un anumit grad de deformare unitară.

Din construcția grafică a conturului exterior al liniilor de curgere, pentru diferite grade de deformare unitară, rezultă că în zona axială deformarea plastică începe să se producă după ce gradul de deformare unitară a atins valoarea

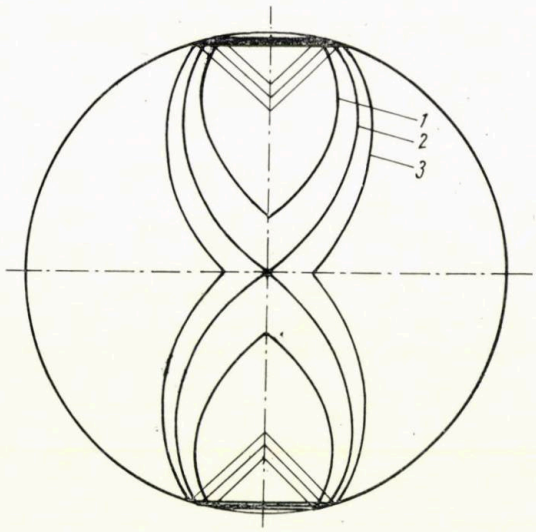


Fig. 8

de 3% (fig. 8). În figura 8 este reprezentat conturul liniilor de curgere pentru cazul cînd $\varepsilon_u = 2\%$ (curba *1*) și pentru cazurile cînd $\varepsilon_u = 3\%$ (curba *2*) și $\varepsilon_u = 4\%$ (curba *3*).

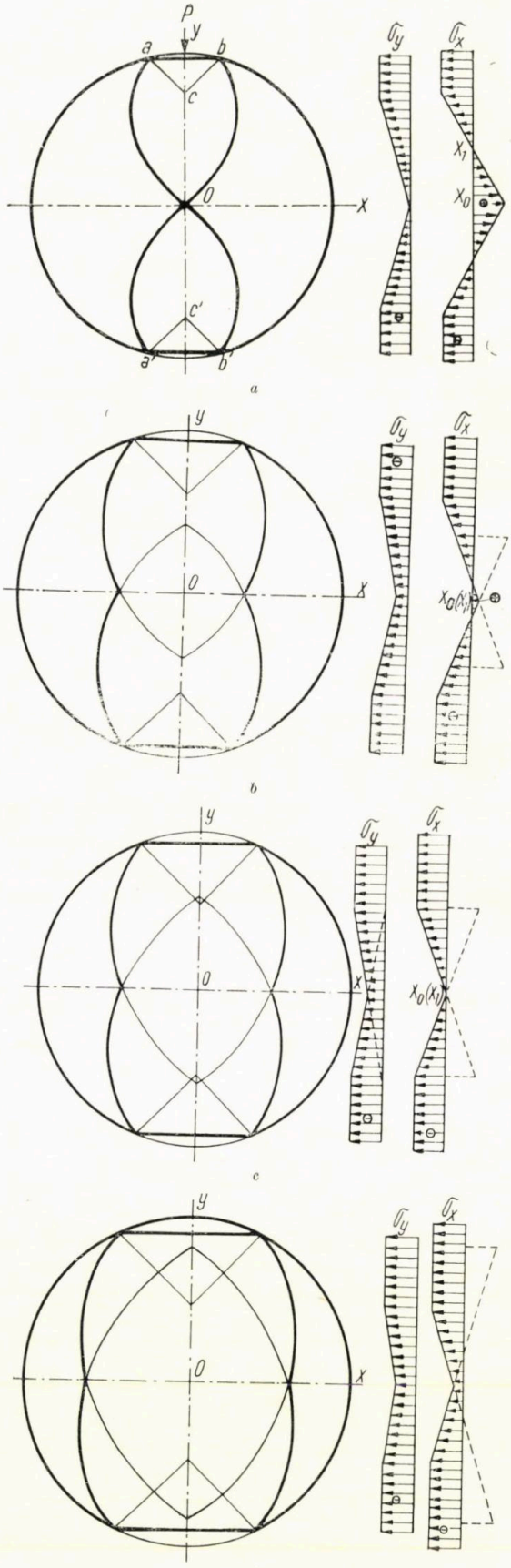


Fig. 9

Din figura 8 se observă că în cazul în care $\varepsilon_u < 3{,}0\%$ deformarea plastică, exprimată prin conturul exterior al liniilor de curgere, nu ajunge încă în centrul semifabricatului (curba *1*), iar în cazul în care $\varepsilon_u \geqslant 3{,}0\%$ zonele de deformare plastică ajung în axa semifabricatului (curba *2*) și apoi se întrepătrund (curba *3*). Întrepătrunderea zonelor de deformare plastică devine cu atît mai pronunțată, cu cît valoarea gradului de deformare plastică este mai mare decît 3%.

Cunoscînd că în inelul exterior, format din rotirea triunghiurilor *a b c* și *a' b' c'* în jurul axei longitudinale a semifabricatului, schema stării de tensiune este comprimare spațială uniformă [1], [3], [4] și că deformarea plastică a miezului în epruveta telescopică nu poate fi datorită decît tensiunilor de comprimare, rezultă că repartiția tensiunilor pe axa $y-y$, adică în direcția de acționare a forței exterioare, este similară cu cea indicată pentru σ_y, în figura 9, *a*.

Pe axa $x-x$, adică perpendicular pe direcția forței exterioare, tensiunile de comprimare au valoarea maximă și constantă în zona inelului format de triunghiurile *a b c* și *a' b' c'*, iar tensiunile de întindere au valoarea maximă în axa semifabricatului. Admițînd că valoarea maximă a tensiunilor de întindere în zona axială este egală cu a celor de comprimare în zona periferică, iar trecerea de la tensiunile de întindere la cele de comprimare se face după o linie dreaptă, rezultă că anularea acestor tensiuni are loc într-un punct situat la distanța x_1 față de origine (fig. 9,*a*).

Din epura valorilor tensiunilor radiale σ_x în direcție orizontală (fig. 9, *a*) rezultă că poziția punctului x_1 (punctul în care $\sigma_x = 0$) este variabilă și are tendința de a se apropia de axă, adică de a se contopi cu punctul x_0, pe măsura creșterii gradului de deformare unitară. Momentul în care x_1 se confundă cu x_0 corespunde gradului de deformare unitară, de aproximativ 8% (fig. 9, *c*).

Din figura 9, *b* se observă că, în cazul în care $\varepsilon_u = 6\%$, tensiunile de întindere radială în zona axială pe direcția $x-x$ nu se anulează în întregime. Anularea acestor tensiuni are loc în cazul în care $\varepsilon_u \cong 8\%$ (fig. 9, *c*), iar în continuare, pe măsura creșterii gradului de deformare unitară, tensiunile de întindere se transformă în tensiuni de comprimare a căror valoare crește cu deformarea unitară. Figura 9,*d* reprezintă cazul cînd $\varepsilon_u = 10\%$.

Pe baza celor de mai sus rezultă că la forjarea secțiunilor rotunde între scule plane deformarea plastică pătrunde în semifabricat, avansînd de la periferie spre centru, sub forma unui triunghi isoscel cu unghiul la vîrf variabil, mai mic la început și mai mare la sfîrșitul deformării.

Din experimentările efectuate a rezultat, de asemenea, că momentul în care deformarea plastică pătrunde în zona axială a semifabricatului din plumb sau din cupru deformat la temperatura camerei corespunde unui grad de deformare unitară, de aproximativ 3%, și nu 7,5 sau 29% cum se arată în literatura de specialitate.

Pentru anularea completă a tensiunilor de întindere în zona axială, este nevoie de un grad de deformare unitară de minimum 8%. Evident, în cazul necesității de închidere și sudare a unor defecte interne de material situate în zona axială, este necesar ca valoarea gradului de deformare unitară să se majoreze pînă la 10 — 15% și chiar mai mult, pentru ca în acest fel tensiunile de comprimare să devină suficient de puternice.

LA RÉPARTITION DES TENSIONS D'EXTENSION ET DE COMPRESSION LORS DU FORGEAGE DES SECTIONS RONDES ENTRE DES OUTILS PLANS

On examine la variation des tensions d'extension et de compression en fonction de la valeur du degré de déformation unitaire lors du forgeage des sections rondes entre des outils plans.

On a constaté que, durant ce forgeage, la déformation plastique pénètre dans le demi-produit depuis la périphérie vers le centre, sous la forme d'un triangle isocèle ayant l'angle du sommet variable. Le moment où la déformation plastique pénètre dans la zone axiale du demi-produit correspond à un degré de déformation unitaire d'environ 3%; pour annuler complètement les tensions d'extension dans cette zone, il faut un degré de déformation unitaire de 8% au minimum.

Pour fermer et éventuellement pour souder les défauts du matériau dans la zone axiale, on recommande d'augmenter la valeur du degré de déformation unitaire de 8 à 10% et même au-delà.

REPARTITION OF ELONGATION-COMPRESSION STRESSES DURING FORGING OF ROUND SECTION BETWEEN FLAT TOOLS

The paper analyses elongation-compression stress variation function of unit deformation degree value, during forging of round sections between flat tools.

Based on performed investigations it was established that during forging of round sections between flat tools, plastic deformation penetrates the bar from the periphery towards the center in shape of an isosceles triangle with variable vertex. Plastic deformation penetrating axial zone of the bar corresponds to an unit deformation degree of about 3%. For complete removing of tensile stresses in the very same area, a minimum of 8% unit deformation degree is necessary.

For flow-closing and eventually flaw-welding in the axial zone, value of unit deformation degree has to be increased from 8 to 10% and even more.

BIBLIOGRAFIE

[1] Siebel E. *Die Formgebung im bildsamen Zustand.* Düsseldorf, Verlag Stahleisen, 1932.

[2] Unksov E. P. și Zavarțeva V. M. *Issledovanie raspredelenia napriajenii v metalle pri kovke valov i stang.* Vestnic mașinostroenie, nr. 3, 1955, p. 42—48.

[3] Dzugutov M. I. *Vnutrenie razrivi pri obrabotke metallov davleniem.* Moscova, Metallurghizdat, 1958.

[4] Tomlenov A. D. *Mekanika professov obrabotki metallov davleniem.* Moscova, Mașinostroitelnaia literatura, 1963.

[5] Kroneis M. M. și Skamletz T. *Werkzeugformen zum strecksmieden von schwer verformbaren Stählen.* Stahl und Eisen, 83, nr. 24, 1963.

Structura şi proprietăţile telururilor de lantan, ceriu şi plumb în intervalul $LnTe_{1,5}(PbTe)_{0,16} - LnTe_{1,387}(PbTe)_{0,16}$

Dr. ing. A. ALOMAN
Institutul politehnic – Bucureşti

CZ 54–383 : 669.777 : 669.85/.86 : 669.4

În lucrări anterioare [1] — [3] s-au prezentat rezultatele studierii structurii şi proprietăţilor soluţiilor solide în intervalele Ln_2Te_3 —Ln_3Te_4; Ln_2Te_3 —Ln_2PbTe_4 şi Ln_3Te_4 —Ln_2PbTe_4. În primul interval materialele reprezintă soluţii solide lacunare, în al doilea interval, soluţii solide lacunare şi de substituţie, iar în al treilea interval, soluţii solide de substituţie.

În interiorul triunghiului de concentraţie Ln_2Te_3 —Ln_3Te_4 —Ln_2PbTe_4 (fig. 2) [2] materialele reprezintă soluţii solide lacunare şi de substituţie, care nu respectă regula valenţei şi posedă un surplus de purtători de sarcină.

Rezultatele anterioare [2] arată că ocuparea vacanţelor în reţeaua cristalină a compusului Ln_2Te_3 influenţează puternic asupra proprietăţilor în direcţia creşterii coeficientului de putere termoelectrică α^2/ρ, aproximativ pînă la ocuparea unei treimi din totalul vacanţelor. Ocuparea în continuare a vacanţelor influenţează mai puţin asupra proprietăţilor şi, în acelaşi timp, micşorează coeficientul de putere termoelectrică α^2/ρ. De aceea în interiorul triunghiului de concentraţie Ln_2Te_3 —Ln_3Te_4 —Ln_2PbTe_4 s-a ales pentru studiu intervalul $LnTe_{1,5}(PbTe)_{0,16}$ — — $LnTe_{1,387}$ $(PbTe)_{0,16}$ (fig. 2) [2].

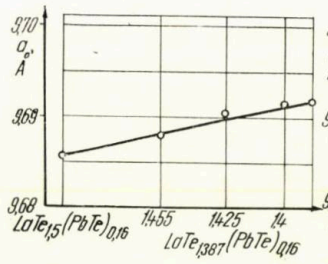


Fig. 1

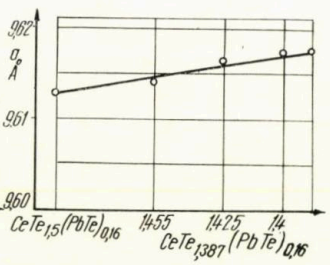


Fig. 2

Compoziţia, parametrul reţelei şi densitatea materialelor studiate în intervalele $LaTe_{1,5}(PbTe)_{0,16}$ —$LaTe_{1,387}(PbTe)_{0,16}$ şi $CeTe_{1,5}$ $(PbTe)_{0,16}$ — $CeTe_{1,387}$ $(PbTe)_{0,16}$ sînt prezentate în tabela 1.

Soluţiile solide în aceste intervale respectă regula lui Vegard, după cum se poate constata din variaţia liniară a parametrului reţelei în funcţie de compoziţie, reprezentată în figurile 1 şi 2.

După formula generală $(Ln_y\ Pb_x)_3\ Te_4$ materialele din intervalul $LnTe_{1,5}$ $(PbTe)_{0,16}$ — $LnTe_{1,387}$ $(PbTe)_{0,16}$ se obţin pentru următoarele valori ale indicilor x şi y : $0{,}129 \leqslant x \leqslant 0{,}138$, iar $0{,}803 \leqslant y \leqslant 0{,}862$.

În continuare se vor caracteriza materialele de la limitele intervalului.

$(Ln_{0,803}\ Pb_{0,129})_3\ Te_4$ reprezintă o soluţie solidă lacunară şi de substituţie, în care atomii de plumb ocupă parţial vacanţele din subreţeaua cationică. Numărul vacanţelor pe unitate de formulă este de 0,204. În acest material se respectă regula valenţei şi nu există un surplus de purtători de sarcină. Dacă se calculează concentraţia vacanţelor într-un cm^3, rezultă pentru $(La_{0,803}\ Pb_{0,129})_3Te_4$:

$$V = K\,[3 - 3\,(y + x)] = 9{,}81 \cdot 10^{20}\ cm^{-3}.$$

$(Ln_{0,862}\ Pb_{0,138})_3Te_4$ reprezintă o soluţie solidă de substituţie cu reţeaua nedefectă. În acest material nu se respectă regula valenţei, pe unitate de formulă revenind un surplus de 0,595 electroni. Concentraţia surplusului de electroni într-un cm^3 rezultă $(La_{0,862}Pb_{0,138})_3Te_4$:

$$n = K[3\,(3y + 2x) - 8] = 2{,}57 \cdot 10^{21}\ cm^{-3}.$$

În consecinţă, în intervalul $(La_{0,803}\,Pb_{0,129})_3\,Te_4$ — $(La_{0,862}Pb_{0,138})_3Te_4$ concentraţia teoretică a surplusului de purtători de sarcină variază de la zero la $2{,}57 \cdot 10^{21}\ cm^{-3}$, iar concentraţia teoretică a vacanţelor, de la $9{,}81 \cdot 10^{20}\ cm^{-3}$ la zero. Legătura chimică în acest interval variază de la iono-covalentă la iono-covalentă-metalică.

Aceşti factori şi faptul că are loc o substituire a atomilor de lantanide de către atomii de plumb cu valenţă şi rază ionică diferită de cele ale lantanidelor determină proprietăţile şi variaţia lor în funcţie de compoziţie în acest interval.

Tabela 1

Interval	Formula	Ln, %	Pb, %	Te, %	a, Å	d, g/cm³
$LaTe_y(PbTe)_{0.16}$	$LaTe_{1.5}(PbTe)_{0.16}$	36,1848	8,6354	55,1798	9,686	6,73
	$LaTe_{1.455}(PbTe)_{0.16}$	36,7341	8,7664	54,4995	9,688	6,79
	$LaTe_{1.425}(PbTe)_{0.16}$	37,1099	8,8562	54,0339	9,690	6,84
	$LaTe_{1.4}(PbTe)_{0.16}$	37,4289	8,9322	53,6389	9,691	6,89
	$LaTe_{1.387}(PbTe)_{0.16}$	37,5971	8,9724	53,4305	9,692	6,92
$CeTe_y(PbTe)_{0.16}$	$CeTe_{1.5}(PbTe)_{0.16}$	36,3870	8,6079	55,0051	9,613	6,93
	$CeTe_{1.455}(PbTe)_{0.16}$	37,0626	8,7678	54,1696	9,614	6,99
	$CeTe_{1.425}(PbTe)_{0.16}$	37,3142	8,8273	53,8585	9,616	7,06
	$CeTe_{1.4}(PbTe)_{0.16}$	37,6339	8,9029	53,4632	9,617	7,09
	$CeTe_{1.387}(PbTe)_{0.16}$	37,8024	8,9428	53,2548	9,618	7,10

În figurile 3 și 4 se prezintă variațiile rezistivității ρ, a forței termoelectromotoare α și a coeficientului de putere α^2/ρ, în funcție de compoziție, pentru intervalele $LaTe_{1.5}(PbTe)_{0.16}$ — — $LaTe_{1.387}(PbTe)_{0.16}$ și $CeTe_{1.5}(PbTe)_{0.16}$ — — $CeTe_{1.387}(PbTe)_{0.16}$. Variația proprietăților materialelor pe bază de ceriu este analogă cu aceea a materialelor pe bază de lantan. De aceea se pot examina împreună.

Prin trecerea de la materialul de compoziție $LnTe_{1.5}(PbTe)_{0.16}$ la materialul de compoziție $LnTe_{1.387}(PbTe)_{0.16}$ rezistivitatea și forța termoelectromotoare scad. Aceasta se explică, în principal, prin creșterea concentrației de purtători de sarcină deoarece mobilitatea se schimbă puțin în acest interval (fig. 5 și 6). După cum se vede din figurile 5 și 6 și din tabela 2 (care

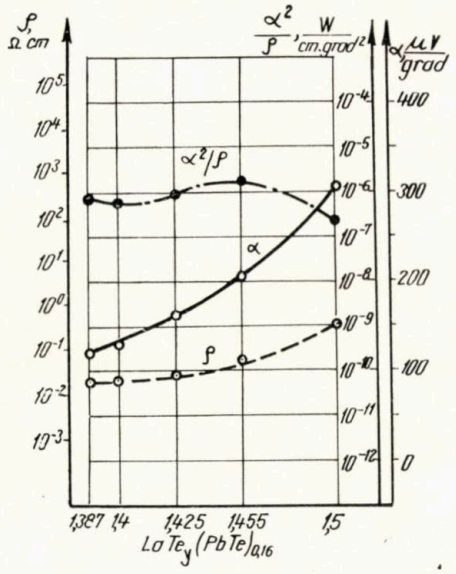


Fig. 3

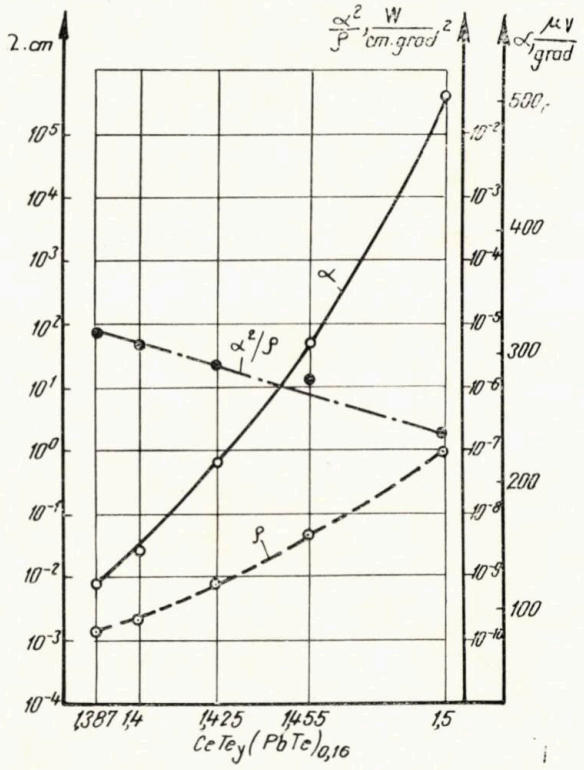


Fig. 4

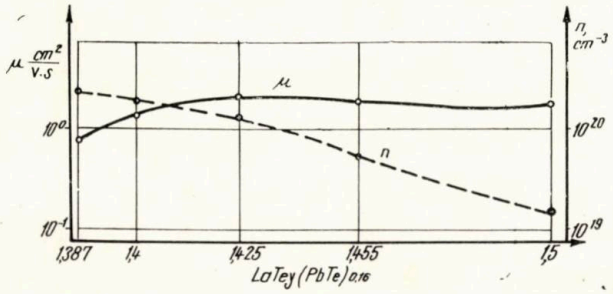


Fig. 5

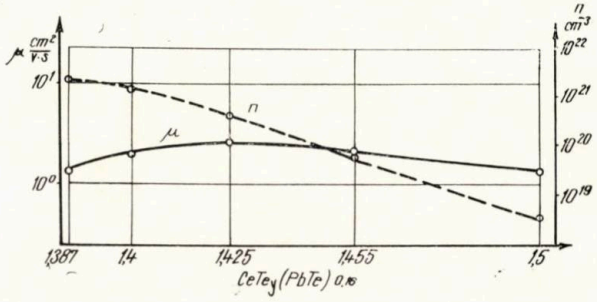


Fig. 6

Tabela 2

Interval	Formula	ρ, Ω·cm	α, $\frac{\mu V}{grad}$	α^2/ρ, $\frac{w}{cm \cdot grad^2}$	R_H, $\frac{cm^3}{c}$	n, cm^3	μ, $\frac{cm^2}{V \cdot s}$
$LaTe_y$ $(PbTe)_{0.16}$	$LaTe_{1.5}(PbTe)_{0.16}$	$3 \cdot 10^{-1}$	−301	$2{,}1 \cdot 10^{-7}$	−0,54	$1{,}16 \cdot 10^{19}$	1,8
	$LaTe_{1.475}(PbTe)_{0.16}$	$5 \cdot 10^{-2}$	−203	$1{,}9 \cdot 10^{-6}$	$-9{,}5 \cdot 10^{2}$	$6{,}58 \cdot 10^{19}$	1,9
	$LaTe_{1.425}(PbTe)_{0.16}$	$2{,}5 \cdot 10^{-2}$	−161	$7{,}85 \cdot 10^{-7}$	$-5{,}125 \cdot 10^{2}$	$1{,}2 \cdot 10^{20}$	2,05
	$LaTe_{1.4}(PbTe)_{0.16}$	$1{,}8 \cdot 10^{-2}$	−134	$6{,}1 \cdot 10^{-7}$	$-2{,}34 \cdot 10^{2}$	$2{,}6 \cdot 10^{20}$	1,3
	$LaTe_{1.387}(PbTe)_{0.16}$	$1{,}7 \cdot 10^{-2}$	−120	$7 \cdot 10^{-8}$	$-1{,}76 \cdot 10^{2}$	$3{,}55 \cdot 10^{20}$	0,8
$CeTe_y$ $(PbTe)_{0.16}$	$CeTe_{1.5}(PbTe)_{0.16}$	1	−503	$2{,}1 \cdot 10^{-7}$	−1,34	$4{,}66 \cdot 10^{18}$	1,34
	$CeTe_{1.475}(PbTe)_{0.16}$	$5 \cdot 10^{-2}$	−312	$8 \cdot 10^{-7}$	−0,105	$6 \cdot 10^{19}$	2,1
	$CeTe_{1.425}(PbTe)_{0.16}$	$8 \cdot 10^{-3}$	−215	$2{,}8 \cdot 10^{-6}$	$-2 \cdot 10^{2}$	$3{,}1 \cdot 10^{20}$	2,5
	$CeTe_{1.4}(PbTe)_{0.16}$	$3 \cdot 10^{-3}$	−146	$6 \cdot 10^{-6}$	$-5{,}4 \cdot 10^{3}$	$1{,}15 \cdot 10^{21}$	1,8
	$CeTe_{1.387}(PbTe)_{0.16}$	$1{,}4 \cdot 10^{-3}$	−119	$8 \cdot 10^{-6}$	$-1{,}89 \cdot 10^{-3}$	$3{,}3 \cdot 10^{21}$	1,35

prezintă variația proprietăților în funcție de compoziție) variația rezistivității concordă cu variația concentrației electronilor, obținută prin măsurări de efect Hall.

Schimbarea redusă a mobilității în acest interval se explică prin suprapunerea împrăștierii electronilor de către vacanțe și de către atomii de plumb [2]. În urma combinării acestor doi factori pe curbele de variație a mobilității în funcție de compoziție apare un maxim (fig. 5 și 6).

Comparînd rezultatele obținute din măsurări ale efectului Hall pe materialele cu aceeași formulă, unele pe bază de lantan, altele pe bază de ceriu, se constată că mobilitatea electronilor în materialele pe bază de lantan este în general mai mică. Aceasta se poate datora unei purități mai scăzute a lantanului folosit la sinteză și unei valori mai mari a benzii interzise a compușilor lantanului.

Tot din datele prezentate în tabela 2 rezultă că valori mai mari ale coeficientului de putere termoelectrică se ating la materialele pe bază de ceriu. Pentru compoziția $CeTe_{1.387}(PbTe)_{0.16}$, coeficientul de putere este $\alpha^2/\rho = 8 \cdot 10^{-6} w/cm \cdot grad^2$ la temperatura camerei.

CONCLUZII

În intervalul $LnTe_{1.5}(PbTe)_{0.16} - LnTe_{1.387}(PbTe)_{0.16}$ materialele reprezintă soluții solide lacunare și de substituție care nu respectă regula valenței și nu au surplus de purtători de sarcină.

Variația parametrului rețelei cristaline în funcție de compoziție arată că soluțiile solide în acest interval respectă regula lui Vegard. Legătura chimică în intervalul $LnTe_{1.5}(PbTe)_{0.16} - LnTe_{1.387}(PbTe)_{0.16}$ variază de la iono-covalentă la iono-covalentă metalică.

Caracteristicile cristalochimice ale materialelor din intervalul studiat determină proprietățile termoelectrice și variația lor în funcție de compoziție.

Comparînd valorile experimentale ale proprietăților termoelectrice pentru materialele pe bază de ceriu și pe bază de lantan rezultă că materialele pe bază de ceriu au coeficientul de putere termoelectrică mai mare.

LA STRUCTURE ET LES PROPRIÉTÉS DES TELLURURES DE LANTHANE, DE CÉRIUM ET DE PLOMB DANS L'INTERVALLE $LnTe_{1.5}(PbTe)_{0.16} - LnTe_{1.387}(PbTe)_{0.16}$

Dans l'intervalle $LnTe_{1.5}(PbTe)_{0.16} - LnTe_{1.387}(PbTe)_{0.16}$ les matériaux représentent des solutions solides à lacunes et de substitution qui ne respectent pas la règle de la valence et qui ont un surplus de porteurs de charge.

La variation du paramètre du réseau cristallin en fonction de la composition démontre que les solutions solides suivent, dans cet intervalle, la règle de Vegard. La liaison chimique varie, dans l'intervalle $LnTe_{1.5}(PbTe)_{0.16} - LnTe_{1.387}(PbTe)_{0.16}$, depuis l'iono-covalence jusqu'à l'iono-covalence-métallique.

Les caractéristiques cristallines et chimiques des matériaux dans l'intervalle examiné déterminent les propriétés thermoélectriques et leur variation en fonction de la composition.

En comparant les valeurs expérimentales des propriétés thermoélectriques pour les matériaux à base de cérium et pour ceux à base de lanthane on observe que les premiers ont un coefficient de puissance thermoélectrique plus grand.

STRUCTURE AND PROPERTIES OF LANTHANUM, CERIUM AND LEAD TELLURIDES IN THE $LnTe_{1.5}(PbTe)_{0.16} - LnTe_{1.387}(PbTe)_{0.16}$ DOMAIN

In the $LnTe_{1.5}(PbTe)_{0.16} - LnTe_{1.387}(PbTe)_{0.16}$ domain, materials are lacuna and substitute solid solutions which do not follow the valency rule.

Variation of lattice constant with composition shows that solid solutions belonging to this domain obey Vegard's rule. The chemical bond in the $LnTe_{1.5}(PbTe)_{0.16} - LnTe_{1.387}(PbTe)_{0.16}$ interval varies from ionic-covalent to ionic-covalent- metallic.

Chemical and crystallographic characteristics of materials in the studied domain determine specific thermo-electric properties and their variation with composition.

Comparison of experimental data regarding thermoelectric properties of materials on cerium and lanthanum base showed a greater thermo-electric power coefficient for materials on cerium base.

BIBLIOGRAFIE

[1] Aloman A., Gorelik S. S. și Malovețkaia V. M. Metalurgia, nr. 2, 1968.

[2] Aloman A., Gorelik S. S. și Malovețkaia V. M. Metalurgia, nr. 3, 1968.

[3] Aloman A., Gorelik S. S. și Malovețkaia V. M. Metalurgia, nr. 4, 1968.

Cercetări privind turnarea lingotierelor din fontă cu grafit nodular

Dr. ing. C. COSNEANU, dr. ing. L. SOFRONI, ing. V. LANDES, ing. I. ILINĂ, ing. V. PETRESCU și ing. F. SCHÖMBERGER

Institutul de cercetări metalurgice

CZ 621.746. 39 :669.131.7

În țările puternic dezvoltate din punct de vedere industrial ca de exemplu: S.U.A., Japonia, U.R.S.S., R.F. a Germaniei, Anglia, Franța etc. se acordă o atenție deosebită lărgirii domeniilor de aplicare a fontelor cu grafit nodular. Astfel, folosirea fontelor cu grafit nodular la turnarea lingotierelor a oferit posibilitatea micșorării consumului mediu de lingotiere de la 30 kg/t oțel lingou pînă la 4 —6 kg/t oțel lingou. Obținerea acestor rezultate remarcabile a fost posibilă datorită aplicării unor procese tehnologice simple de fabricare a fontelor cu grafit nodular, care asigură o mare productibilitate și constanță a calității aliajelor elaborate.

Din practica mondială rezultă că fontele cu grafit nodular posedă o serie de proprietăți a căror folosire corectă permite îmbunătățirea substanțială a calității utilajului de turnare [3], [4].

Pentru aprecierea comparativă a proprietăților fontelor cu grafit lamelar și nodular destinate turnării lingotierelor se folosește criteriul μ sub forma [1]:

$$M = \varphi \frac{\sigma_r \, \delta \lambda}{E \alpha \sqrt{-S}},$$

în care:

φ este funcția; λ — coeficientul de conductibilitate termică, cal/cm s° C; σ_r — rezistența la rupere, kgf/mm²; δ — alungirea relativă, %; E — modulul de elasticitate, kgf/mm²; α — coeficientul de dilatare lineară, % 10^4; $\sqrt{-S}$ — factorul de temperatură.

Apreciind comparativ termenii din formula de mai sus, în cazul fontelor cu grafit nodular și lamelar, rezultă următoarele:

Conductibilitatea termică (λ) a fontelor cu grafit nodular este cu 20 —40 % mai scăzută decît a fontelor cu grafit lamelar (fig. 1, *a*), ea fiind puternic influențată de variația conținutului de siliciu (fig. 1, *b*) și structură. Cea mai ridicată valoare a conductibilității termice a fontei cu grafit nodular se obține cînd masa matalică de bază este feritică, conținutul de siliciu este mai scăzut (1,0 —1,7 %), iar cel de carbon cît mai ridicat (3,8 —4,0 %) și cînd lipsesc din fontă elementele care stabilizează perlita și cementita (ca, de exemplu, Mn, Ni, Mo și Cr) [1].

Coeficientul de dilatare lineară (α), în cazul structurilor identice, este același pentru ambele calități de fonte ($1 - 6 \times 10^{-4}$ %) [2].

Factorul de temperatură ($\sqrt{-S}$) este mai mare de trei — cinci ori la fonta cu grafit nodular față de fonta cu grafit lamelar (fig. 2: *1* — fontă cu grafit lamelar cu fosfor scăzut; *2* — fontă cu grafit lamelar; *3* — fontă cu grafit nodular perlitică; *4* — fontă cu grafit nodular feritică [2]).

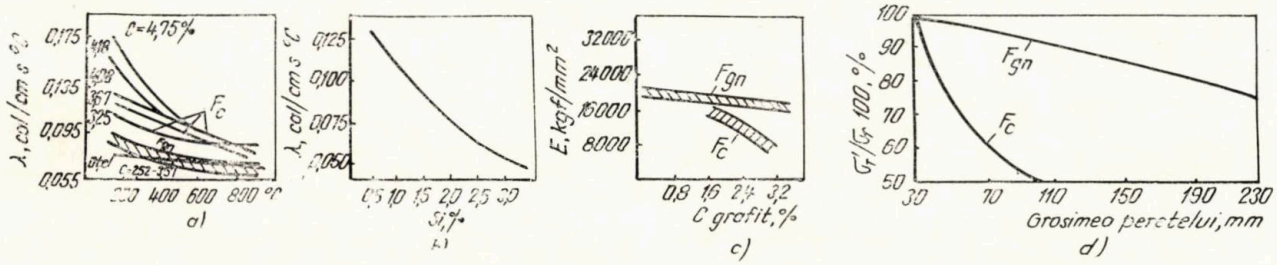


Fig. 1

Modulul de elasticitate este mai mare la fontele cu grafit nodular ($E = 16\,000 - 18\,000$ kgf/mm²) în comparație cu cel al fontelor cu

grafit lamelar ($E = 7\,000 - 14\,000$ kgf/mm²), indiferent de conținutul de carbon (fig. 1, *c*) [3].

Rezistența la rupere a fontelor cu grafit nodular este cu mult mai mare ($\sigma_r = 40 - 50$ kgf/mm²) decît a fontelor cu grafit lamelar ($\sigma_r = 10 - 18$ kgf/mm²), iar sensibilitatea față de viteza de răcire, cu mult mai mică (coeficientul cvasiizotropic la fontele cu grafit nodular este $a = 0{,}04 - 0{,}017$, în timp ce la fontele cu grafit lamelar este $a = 0{,}2 - 0{,}4$) (fig. 1,*d*) [3].

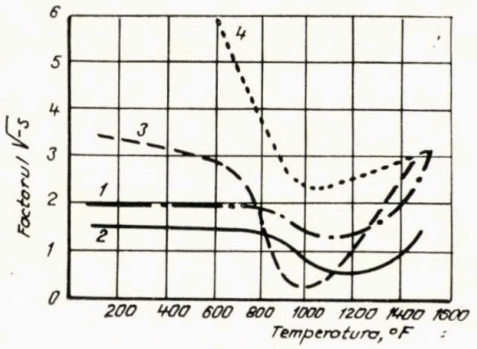


Fig. 2

Alungirea relativă a fontelor cu grafit nodular este cu mult mai mare (pînă la 8%) decît a fontelor cu grafit lamelar (pînă la 0,5%), aceste valori de alungire păstrîndu-se, ca și cele ale rezistenței (σ_r), la grosimi mari de perete (fig. 3, *a*) [2].

Rezistența la creștere a fontelor cu grafit nodular este mult superioară rezistenței fontelor cu grafit lamelar, atît la încălziri de lungă durată (fig. 3, *b*), cît și la încălziri repetate (fig. 3, *c*) [4].

Rezistența la șoc termic a fontelor cu grafit nodular este aproape de două ori mai mare decît la fonta cu grafit lamelar [1].

Din datele prezentate în literatura de specialitate, privind calitățile fontelor cu grafit nodular pe baza criteriului μ, pentru același tip de lingotieră, rezultă că:

$$\mu_{Fbn} = (2 - 3)\,\mu_{Fgl}$$

adică durabilitățile lingotierelor din fontă cu grafit nodular pot să fie cu 200 — 300% mai mari decît durabilitățile lingotierelor din fontă

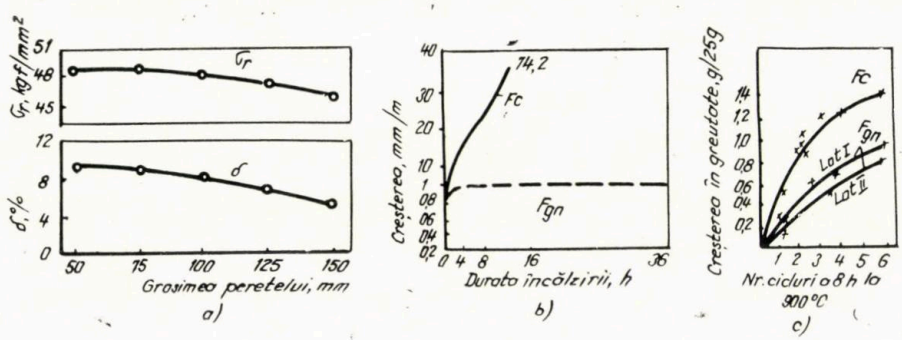


Fig. 3

cu grafit lamelar, în funcție de condițiile de exploatare a acestora.

Aceste date justifică eforturile care se fac în prezent la noi în țară în vederea stabilirii unei

Tabela 1

Nr. lingotierei	Tipul, lotul și uzina de experimentare	Compoziția chimică, %						Carbon echivalent, C_e,%	Observații
		C	Si	Mn	P	S	Mg		
1	LN—70	3,72	1,80	0,70	0,17	0,006	0,017	4,31	Modificare cu Mg în clopot de imersie; lingotiere tratate termic
2	I	3,68	2,07	0,78	0,14	0,008	0,048	4,34	
3	A	3,74	1,82	0,78	0,15	0,005	0,056	4,33	
4	LN—70	3,72	2,48	0,80	0,16	0,006	0,047	4,51	Modificare cu Mg în clopot de imersie; lingotiere detensionate
5	II	3,72	2,57	0,79	0,18	0,004	0,057	4,54	
6	A	3,72	2,62	0,76	0,18	0,006	0,061	4,56	
7	LN—60	3,84	2,64	0,64	0,19	0,010	0,027	4,69	Modificare cu Mg în clopot de imersie; lingotiere detensionate
8	III	3,76	2,76	0,65	0,19	0,008	0,045	4,64	
9	B	3,83	2,65	0,75	0,16	0,010	0,031	4,58	
10	LN—60	3,92	2,63	0,63	0,20	0,007	0,026	4,86	Modificare cu prealiaje Fe Si Mg; lingotiere detensionate
11	IV	3,92	2,67	0,70	0,15	0,013	0,025	4,86	
12	B	3,88	2,65	0,68	0,20	0,006	0,026	4,83	

tehnologii optime de turnare a diferitelor tipuri de lingotiere din fontă cu grafit nodular.

Pentru asimilarea tehnologiei de fabricare a lingotierelor de mărime mijlocie, din fontă cu

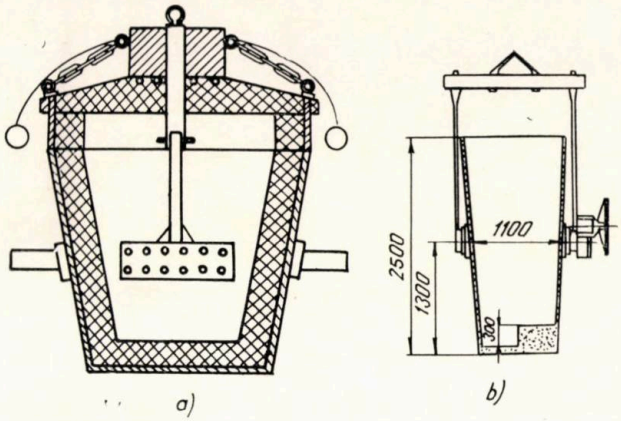


Fig. 4

grafit nodular, s-au turnat patru loturi experimentale care s-au introdus în exploatare la uzinele A și B.

În tabela 1 sînt prezentate compozițiile chimice ale unor lingotiere din aceste loturi experimentale.

și desăvîrșirea proceselor metalurgice de desulfurare și modificare.

Lingotierele din lotul I, caracterizate printr-un grad de saturație $S_c = 1{,}0$, au avut o structură brută de turnare perlito-ferito-grafitică, cu peste 60% perlită și cu o valoare ridicată a tensiunilor interne.

Pentru micșorarea proporției de perlită (sub 20% P) și a nivelului tensiunilor interne s-a aplicat tratamentul termic de recoacere feritizantă conform diagramei din figura 5.

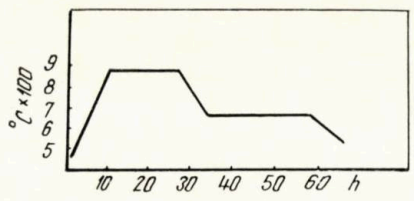


Fig. 5

Microstructura unor epruvete, prelevate din probe care au avut aceeași grosime de perete cu cea a lingotierelor turnate, este prezentată în figura 6 (*a* — la margine; *b* — la 30 mm de margine și *c* — la 60 mm de margine, × 100, atac nital). Valorile proprietăților mecanice sînt date în figura 7 și în tabela 2.

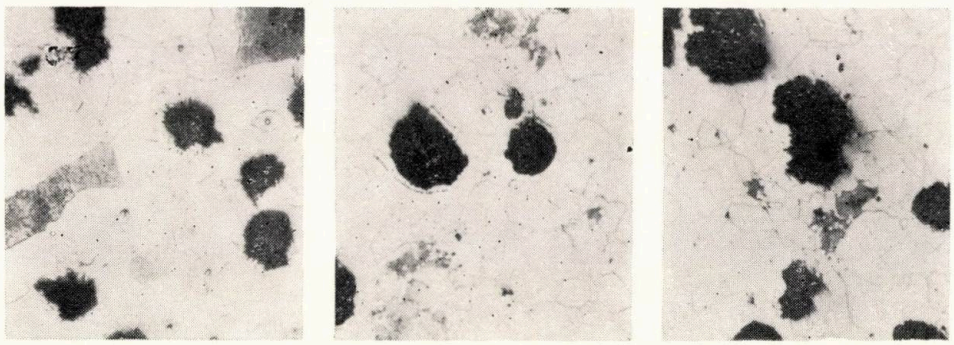


Fig. 6

Lingotierele din loturile I — III au fost obținute prin modificare cu magneziu introdus în fontă cu ajutorul clopotelor de imersie (fig. 4, *a*); gradul de asimilare a magneziului a variat în limitele 10 — 12%. Lingotierele din lotul IV au fost obținute prin modificare cu magneziu sub formă de prealiaj Fe Si Mg (cu 12% Mg), granulat la dimensiunile 8 — 15 mm și introdus în buzunarul oalei de modificare (fig. 4, *b*); gradul de asimilare a magneziului a variat în limitele 40—60%.

După modificarea cu magneziu, în cazul tuturor loturilor, s-a aplicat modificarea fontei cu ferosiliciu granulat, care a asigurat un aport de siliciu Δ Si = 0,15 — 0,25%.

La toate variantele tehnologice s-a aplicat, în condiții bune, metoda transvazării fontei din oala de modificare în oala de turnare, care a contribuit în mare măsură la intensificarea

Din figurile 6 și 7 rezultă că lingotierele din lotul I, supuse tratamentului de feritizare, se disting printr-o mare uniformitate a proprietăți-

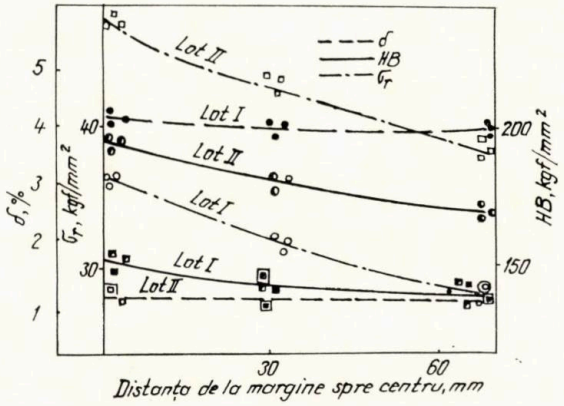


Fig. 7

Tabela 2

Nr. lingotierei	Tipul, lotul și uzina de experimentare	Gradul de saturație, S_c	Microstructura	Microduritatea feritei, HV	Duritatea, HB	Rezistența la rupere σ_r, kgf/mm²	Alungirea relativă, %	Durabilitatea, nr. de turnări
1	LN—70	1,00	$F^*+15\%P^{**}$	174	152	42,5	5	215
2	I	1,00	$F+15\%\ P$	180	147	41,5	6	(176)
3	A	1,00	$F+15\%\ P$	185	143	43,5	6	213
4	LN—70	1,06	$F+20\%\ P$	182	180	47,5	3	150
5	II	1,09	$F+20\%\ P$	193	187	45,5	4	(93)
6	A	1,08	$F+20\%\ P$	195	192	48	5	151
7	LN—60	1,11	$F+30\%\ P$	193	195	43,5	1	88
8	III	1,10	$F+30\%\ P$	206	200	45	1	(37)
9	B	1,08	$F+30\%\ P$	202	187	42,5	1	95
10	LN—60	1,10	$F+30\%\ P$	195	179	40	1	98
11	IV	1,10	$F+30\%\ P$	193	175	38,5	0,5	86
12	B	1,09	$F+30\%\ P$	196	176	37	0,5	(26)

Obs. Cifrele cuprinse în paranteză se referă la lingotierele care au fost scoase din uz;
* — F — ferită; ** — P — perlită.

lor mecanice pe secțiune, ca urmare a realizării în mod constant a microstructurii ferito-perlitice cu grafit nodular tip GND d/5 după STAS 6905—64.

Lingotierele din lotul II, caracterizate printr-un grad de saturație mai ridicat (S_c = 1,06 — — 1,09), s-au obținut din turnare cu o microstructură ferito-perlitică (maximum 20% perlită) (fig. 8, *a*). Ele au fost supuse numai unui tratament de detensionare la 500° C.

Proprietățile mecanice ale lingotierelor din lotul II sînt arătate în tabela 2 și în figura 7, din care se evidențiază, de asemenea, evasiizotropia ridicată a fontelor cu grafit nodular pe secțiunea pereților lingotierelor, foarte asemănătoare cu cea a fontelor din lotul I. În com-

Fig. 8

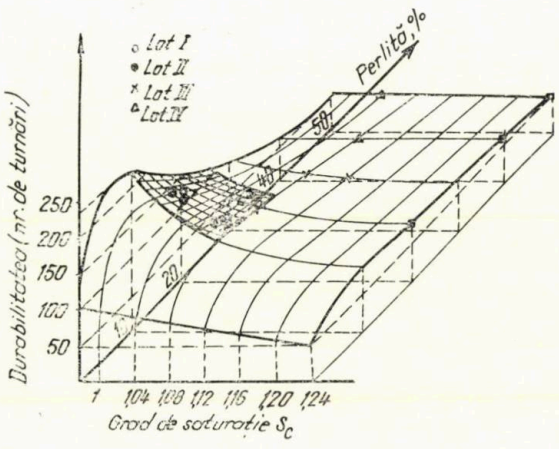


Fig. 9

parație cu acestea din urmă, lingotierele din lotul II se caracterizează prin valori mai ridicate ale rezistenței la tracțiune și ale durității, deși structura masei metalice de bază a fost practic aceeași (fig. 6, *a* și 8, *a*). Această diferență se explică prin faptul că fontele din care s-au turnat lingotierele din lotul II au avut un conținut mai ridicat de siliciu (tabela 1). Așa se explică și valoarea mai scăzută a alungirii și mai ridicată a durității la fontele din lotul II (tabela 2 și fig. 7).

Gradul de tensionare a lingotierelor din lotul II este mai ridicat decît al celor din lotul I, deoarece ferita este mai aliată cu siliciu, proporția de perlită este mai mare, lingotierele nefiind supuse tratamentului termic de temperatură ridicată.

Lingotierele din loturile III și IV se caracterizează printr-un grad de saturație de asemenea mare ($S_c = 1{,}08 - 1{,}11$), avînd un conținut ridicat de siliciu și, ca atare, valori mai scăzute ale alungirii relative și mai ridicate ale

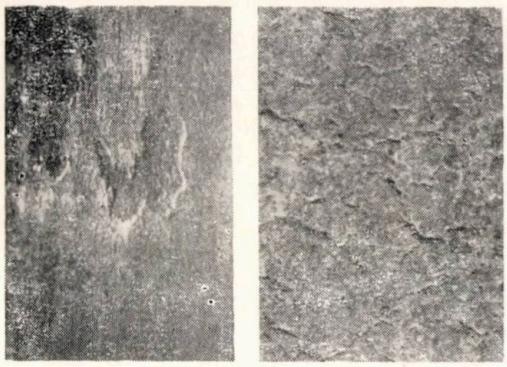


Fig. 10

durității (tabela 2). Valorile relativ mici ale rezistenței și ale alungirii la aceste lingotiere se explică prin prezența în structură a separărilor de grafit cu grad mai scăzut de nodulizare.

Microstructurile fontelor cu grafit nodular din loturile III și IV sînt prezentate în figurile 8, *b* și 8, *c*, din care rezultă că acestea au o cantitate mai ridicată de perlită (30 % P), iar separările de grafit au dimensiuni mai mici, ceea ce se explică în principal prin modul de modificare și prin conținutul mai mare de siliciu.

Lingotierele din loturile I și II de tip LN—70 au fost introduse în exploatare la Uzina A pentru turnarea lingourilor din oțel necalmat, avînd un grad de utilizare $U = 1{,}3 - 1{,}7$ în 24 h.

Lingotierele din lotul experimental I au prezentat în exploatare durabilități cu 300 % mai mari, iar cele din lotul II cu 200 % mai ridicate decît lingotierele obișnuite turnate din fontă cu grafit lamelar (fig. 9).

În timpul exploatării, după aproximativ 90 de turnări, la lingotierele din loturile I și II au început să apară, pe suprafețele de lucru din treimea superioară, plăgi (fig. 10, *a*) cauzate de formarea rețelei de arsuri (fig. 10, *b*), iar la mijlocul înălțimii, deformări cu săgeata de maximum 10 mm.

Rețelele de arsuri nu au creat dificultăți la striparea lingourilor, deoarece acestea au fost scoase din lingotiere la temperaturile la care dilatarea inițială a fontelor cu grafit nodular a avut valori maxime (de aproximativ 0,3 — 0,5 %).

Din observațiile efectuate asupra comportării lingotierelor în timpul exploatării rezultă că rețeaua de arsuri apare pe suprafețele de lucru mult mai tîrziu decît la lingotierele obișnuite turnate din fontă cu grafit lamelar, iar viteza lor de propagare este foarte lentă, nefavorizînd formarea crăpăturilor.

Tabela 3

Nr. lingotierei	Poziția	Marginea interioară			La 30 mm de marginea interioară			La 60 mm de marginea interioară		
		Rezistența la rupere, kgf/mm²	Alungirea, %	Duritatea, HB	Rezistența la rupere, kgf/mm²	Alungirea, %	Duritatea, HB	Rezistența la tracțiune, kgf/mm²	Alungirea, %	Duritatea, HB
1	mijloc	36	4	136	38	6	154	37	7	150
3	mijloc	34	3	150	35	5	147	35	5	141
6	sus	32,5	1,6	190	34,8	2	180	33,8	2	185
	jos	33,5	1,6	185	34	2	185	33,5	1,6	180

S-a determinat că rețelele de arsuri se propagă pe adîncimi de maximum 3 — 4 mm în peretele lingotierei și au lungimi mici.

Lingotierele nr. 2 și 5 (tabela 2) au fost scoase mai timpuriu din uz datorită unor greșeli de exploatare ; celelalte lingotiere din loturile I și II au fost retrase din exploatare înainte de uzura lor completă, cu scopul de a fi analizate.

Variația proprietăților mecanice pe secțiunea și înălțimea lingotierelor scoase din exploatare este prezentată în tabela 3.

Microstructura lingotierelor nr. 1 și 4 după scoaterea din uz este arătată în figura 11 (*a* — lingotiera nr. 1 ; *b* — lingotiera nr. 4) de unde rezultă că, în timpul exploatării, datorită solicitării la șoc termic are loc o mărunțire a grăunților de ferită și descompunerea aproape totală a perlitei.

Din analiza datelor prezentate rezultă că lingotierele din lotul I (lingotierele nr. 1 și 3, cu structură în care predomină ferita) nu prezintă în urma exploatării variații însemnate ale proprietăților mecanice, în comparație cu starea inițială (tabela 2).

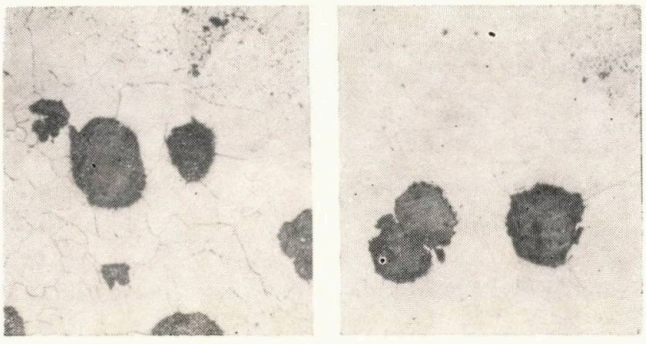


Fig. 11

Valorile mai scăzute ale rezistenței și ale alungirii, prezentate în tabela 3, se explică prin faptul că ele au fost obținute prin încercarea epruvetelor luate din pereții lingotierei, în timp ce valorile din tabela 2 — prin încercarea

epruvetelor prelevate din probe turnate separat. Acelaşi lucru se constată şi în cazul lingotierelor care nu sînt supuse tratamentului de feritizare (tabela 3, lingotiera nr. 6).

Comparînd durabilitatea lingotierelor din loturile I şi II exploatate la aceeaşi uzină, se ajunge la concluzia că ea este pozitiv influenţată de creşterea proporţiei de ferită, de micşorarea conţinutului de siliciu şi a valorilor tensiunilor interne (cazul lingotierelor din lotul I).

Lingotierele din loturile III şi IV de tip LN—60 au fost introduse în exploatare la uzina B, unde gradul de utilizare a acestora a fost $U = 0{,}7 - 0{,}8$ în 24 h $\left(U = \frac{\text{Nr. turnări}}{24\ \text{h}}\right)$.

Unele lingotiere (nr. 8 şi 12) au ieşit prematur din uz (tabela 2), datorită unei exploatări necorespunzătoare în timpul iernii. Durabilităţile celorlalte lingotiere din loturile III şi IV sînt negativ influenţate de gradul scăzut de utilizare a acestora în condiţiile de exploatare existente la uzina B, turnarea oţelului făcîndu-se în lingotiere reci. În afară de aceasta alungirea relativă la aceste lingotiere a avut valori destul de scăzute, ca rezultat al alierii feritei cu siliciu şi al prezenţei perlitei în proporţie de 30%.

Pentru aprecierea comportării lingotierelor din fontă cu grafit nodular cu structuri feritoperlitice, comparativ cu lingotierele din fontă cu grafit lamelar, s-a aplicat criteriul calculat cu datele prezentate în tabela 4.

Raportul dintre durabilităţile loturilor experimentale, ţinînd seama de criteriul μ este următorul:

μ_{Fgn} (10% perlită) : μ_{Fgn} (30% perlită) : $\mu_{Fgl} = 3{,}3 : 2{,}2 : 1$:

Tabela 4

Parametrii	Fontă cu grafit nodular		Fontă cu grafit lamelar
	feritică, cu 10% perlită	feritică, cu 30% perlită	
Conductibilitatea termică, λ, cal/cm s °C	0,09	0,10	0,123
Rezistenţa la rupere, σ_r, kgf/mm²	33	46	13
Alungirea relativă, δ, %	6	2,5	1
Modulul de elasticitate, E, kgf/mm²	12 000	15 000	8 000
Coeficientul de dilatare lineară, α, $\%\cdot 10^{-4}$	10,9	11	11,2
Factorul de temperatură, $\sqrt{-S}$ (fig. 2)	4,5	3,5	1,8
Criteriul $\mu = \frac{\sigma_r \cdot \delta \cdot \lambda}{E \cdot \alpha \cdot \sqrt{-S}}$	$3\cdot 10^{-5}$	$2\cdot 10^{-5}$	$0{,}91\cdot 10^{-5}$

Aşadar, folosirea criteriului μ pentru aprecierea durabilităţii lingotierelor, ţinînd seamă de proprietăţile fizico-mecanice ale fontelor, confirmă rezultatele obţinute în exploatare, după care raportul durabilităţilor este următorul: Fgn (10% perlită) : Fgn (30% perlită) : Fgl = 300 : 200 : 100%.

Din datele experimentale prezentate rezultă că, pentru asigurarea unor durabilităţi ridicate este necesar ca gradul de saturaţie al fontelor cu grafit nodular să fie cuprins în limitele de $S_c = 1{,}00 - 1{,}08$, iar proporţia de perlită din microstructură să fie mai mică de 20%.

Aplicarea tratamentului termic de recoacere feritizantă asigură obţinerea unei plasticităţi ridicate a lingotierelor şi micşorarea substanţială a nivelului valorilor tensiunilor interne.

În cazul în care nu există condiţii pentru aplicarea tratamentului termic de recoacere se recomandă folosirea fontelor cu $S_c = 1{,}06 - 1{,}08$, cu maximum 25% perlită în microstructură.

RECHERCHES SUR LA COULÉE DES LINGOTIÈRES DE FONTE À GRAPHITE SPHÉROIDAL

On décrit, en les comparant, les propriétés des fontes à graphite lamellaire et à graphite sphéroïdal qui servent lorsqu'on exécute la coulée des lingotières et on donne en même temps les résultats de certaines expériences effectuées avec les lingotières de fonte à graphite sphéroïdal.

On précise non seulement les propriétés physiques et mécaniques initiales mais aussi les modifications internes qui surviennent pendant l'exploitation des lingotières.

On conclut en recommandant, pour la coulée des lingotières de fonte à graphite sphéroïdal, les fontes à $S_c = 1 - 1{,}08$, ayant au maximum 20% de perlite, avec traitement de recuit, ou bien les fontes à $S_c = 1{,}06 - 1{,}08$, ayant au maximum 25% de perlite, sans traitement thermique. On obtient ainsi des durabilités qui sont 200—300 fois plus grandes que dans le cas des lingotières coulées en fonte grise.

RESEARCHES REGARDING NODULAR IRON CASTING FOR INGOT MOULDS

The paper presents comparative properties of lamellar and nodular cast iron, utilized in ignot mould casting, as well as results of several experiments carried-out with nodular cast iron ingot moulds.

Internal changes taking place during ingot mould operation are presented, in addition to basic physical and chemical properties.

Analyse of experimental data recommends the utilization for nodular ingot moulds of an annealed casting with 1.0—1.8% S and max. 20% pearlite or a cast with 1.06—1.08% S and max. 25% pearlite without subsequent annealing.

BIBLIOGRAFIE

[1] Kattus I. R. Blast Furnace and Steel Plant, nr. 1, 1961.
[2] Klepp Fr. Stahl und Eisen, nr. 16, 1965, p. 977.
[3] Grossmann H. Giessereitechnik, nr. 2, 1967, p. 53.
[4] Filipov A. S. şi alţii. Semennîie litîe detali. Staleraz-livocinoca oborudovanie, Moscova, Metallurghia, 1964.

Finisarea electrolitică a suprafeţelor la şlifurile metalografice folosind aparatul „Elypovist"

I. NICOARĂ
Combinatul siderurgic — Galaţi

CZ 620.182.253

Introducerea pe scară tot mai largă a controlului microstructurii pieselor şi semifabricatelor metalice a dus la mărirea considerabilă a numărului de şlifuri metalografice care trebuie pregătite în laboratoarele uzinale. Pregătirea acestor şlifuri prin procedeul clasic de prelucrare mecanică (cu cele trei operaţii : şlefuirea brută, şlefuirea fină şi lustruirea) se dovedeşte în aceste condiţii a fi o frînă în dezvoltarea controlului metalografic, deoarece este o operaţie anevoioasă şi care necesită, pentru a se obţine o suprafaţă corespunzătoare, să fie executată de către o persoană rutinată. Acest inconvenient poate fi înlăturat prin înlocuirea ultimelor două operaţii de la prelucrarea mecanică printr-o singură operaţie de finisare efectuată cu ajutorul aparatului de lustruire electrolitică de tip „ELYPOVIST". Efectuarea operaţiei de finisare electrolitică conform tehnicii de lucru recomandate în prospectul aparatului „ELYPOVIST" prezintă, faţă de prelucrarea mecanică, următoarele avantaje : reducerea timpului de lucru de 6 — 10 ori ; obţinerea unor suprafeţe ale şlifurilor metalografice, de calitate superioară ; uşurinţă în execuţie fără a fi necesară o calificare îndelungată a persoanei executante.

Aceste avantaje cumulate permit folosirea cu succes a metodei de lustruire electrolitică şi oferă posibilitatea extinderii controlului metalografic ca metodă obişnuită de control al procesului de fabricaţie pe fiecare etapă a sa.

Metoda respectivă prezintă în plus şi avantajul că în cadrul lustruirii electrolitice se poate efectua şi atacul suprafeţei şlifului pentru punerea în evidenţă a microstructurii. Atacul pentru punerea în evidenţă a microstructurii se face de regulă cu acelaşi electrolit care s-a utilizat şi pentru lustruire. Atacul la aparatul „ELYPOVIST", efectuîndu-se simultan cu observarea la microscop a şlifului respectiv, permite reglarea intensităţii atacului structurii, lucru care nu este posibil în cazul atacului metalografic obişnuit.

Faţă de metoda de prelucrare mecanică, lustruirea electrolitică are următoarele dezavantaje : distruge conturul unor incluziuni nemetalice, cum ar fi sulfurile şi oxizii ; corodarea punctiformă a suprafeţei şlifului în cazul nerespectării regimului electric prescris sau al folosirii unui electrolit necorespunzător ; necesitatea folosirii, pentru fiecare grupă de oţeluri şi aliaje neferoase, a unui anumit regim electric şi a anumitor reactivi electrolitici.

Aceste dezavantaje apar însă numai în anumite situaţii ca, de exemplu, cînd se urmăreşte determinarea incluziunilor nemetalice şi numai în cazul nerespectării metodologiei de lucru determinate ; ele nu pot anula avantajele acestei metode şi extinderea ei în practica curentă a laboratoarelor metalografice.

Aplicarea acestei metode în cadrul laboratorului de la Combinatul siderurgic — Galaţi pe circa 3 000 de şlifuri metalografice din table de oţel carbon şi oţel slab aliat a permis să se stabilească regimul de lucru pentru o serie de cazuri concrete de materiale.

În tabela 1 se prezintă reactivii şi regimul de atac indicat pentru fiecare categorie de oţeluri sau metale şi aliaje neferoase, iar în figurile 1 — 4 sînt redate microstructurile unor probe din oţel lustruite şi atacate electrolitic (×100).

Folosirea, cu rezultate bune, în cadrul laboratorului de la Combinatul siderurgic — Galaţi, a lustruirii şi atacului electrolitic al şlifurilor metalografice permite recomandarea aplicării acestei metode şi în celelalte laboratoare uzinale, întrucît prezintă unele avantaje nete faţă de metoda obişnuită de pregătire mecanică atît în ceea ce priveşte calitatea şlifurilor, cît şi în ceea ce priveşte rapiditatea pregătirii lor.

Tabela 1

Compoziția	Tensiunea în circuit, V	Intensitatea de polizare, m A	Durata de polizare, s	Materiale	Observații
Acid fosforic 45 %	2,2	50—60	30—60	Cupru, cupru cu cuproxid, alamă, aliaje de cupru, bronzuri de aluminiu și de beriliu	La tensiuni mai mari (peste 2,5) degajare de oxigen
Acid fosforic (densitate 1,65) — 350ml Alcool etilic (96 %) — 650 ml	3—4	12—30	120—180	Magneziu și aliaje de magneziu-zinc, aliaje de zinc-magneziu, aliaje de cupru	—
Acid percloric (densitate 1,2) — 200 ml Alcool etilic (96 %) — 700 ml Butill cellosolve (eteretilenglicol-mono-butilic) — 100 ml	30 (20—60)	180 (120—400)	30	Fier moale, oțel silicios, oțeluri carbon, oțeluri aliate, oțeluri rapide, oțeluri austenitice Cd, Se, Zn, Ni, Co, Pb, Zr, U, aliaje refractare Ni, Cr, Be	„Electrolit universal" (în afară de cupru și aliajele de cupru). În locul butillcellosolvei se folosește, cu mai puțin succes, și glicerină
Acid percloric (densitate 1,6) — 8 ml Alcool metilic — 175 ml Glicerină — 25 ml Metilglicol — 100 ml (eter, etilenglicol monometilic)	40 (20—60)	70 (65— 80)	60—90	Aluminiu și aliaje de aluminiu, oțeluri, plumb	Lucrează mai încet decît electrolitul 3; se pretează în special pentru atacul electrolitic al aluminiului și al aliajelor de aluminiu
Acid azotic (65 %) — 300 ml Alcool metilic — 700 ml	20—30	400—500	20—40	Oțeluri, în special oțeluri austenitice, nichel, Al, Indiu	La pregătirea soluției se va da acidul azotic sub răcire în alcoolul metilic. Soluția are o conservabilitate limitată; se va prepăti numai în cantitățile necesare
Alcool etilic (96 %) — 144 ml Clorură de aluminiu (fără apă) — 10 g Clorură de Zn (fără apă) — 45 g Apă — 32 ml Alcool butilic — n — 16 ml	18—25	100—200	180	Aluminiu și aliaje de Al, Sn, Zn, Co, Ni, oțeluri austenitice	—
Cianură de potasiu — 20 g Cianură de argint — 4 g Carbonat de potasiu — 30 g Apă — 1 000 ml	3—4	50	120	Argint, aur (cupru, alamă)	—
Hidroxid de sodiu — 10 %	4—6	500—600	120—180	Wolfram	—

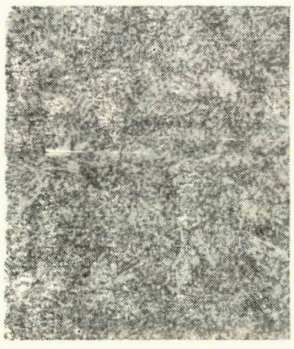


Fig. 1

Fig. 2

Fig. 3

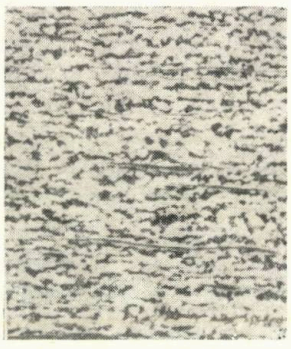


Fig. 4

LE FINISSAGE ÉLECTROLYTIQUE DES SURFACES DES PLAQUETTES POLIES AVEC L'APPAREIL „ELYPOVIST"

On explique le principe de la méthode, on décrit l'appareil qui exécute le polissage électrolytique et la technique du travail effectué avec cet appareil. Le polissage et l'attaque électrolitique à l'aide de l'appareil „Elypovist", qui remplacent la préparation mécanique des plaquettes polies, présentent une série d'avantages qui démontrent l'utilité de l'introduction de cette méthode dans les laboratoires des usines.

ELECTROLYTICAL FINISHING OF SPECIMEN SURFACE WITH „ELYPOVIST" EQUIPMENT

Basic principle of method, detailed description of equipment, as well as working techniques of an „Elypovist" device are presented. Polishing and electrolytic etching with an „Elypovist" device, instead of mechanical preparation of specimens, offers a series of advantages which suggest the adoption of the method for shop laboratories.

CRONICĂ

SIMPOZIONUL DE METALURGIE ŞI METALOGRAFIE ORGANIZAT CU OCAZIA ANIVERSĂRII A 100 DE ANI DE LA DESCOPERIREA POLIFORMISMULUI FIERULUI DE CĂTRE D.K. CERNOV

(Moscova, 14—20 mai 1968)

Lucrările simpozionului s-au desfăşurat sub auspiciile Academiei de Ştiinţe din U.R.S.S., la Institutul de cercetări metalurgice A. A. Baikov din Moscova, în patru secţii de lucru :

1. Bazele fizico-chimice de elaborare a oţelului ;
2. Structura şi proprietăţile oţelurilor şi ale aliajelor ;
3. Metaloizi — structură, proprietăţi şi domenii de folosire ;
4. Metode noi de cercetare în domeniul metalelor şi aliajelor.

La simpozion au participat oameni de ştiinţă şi specialişti din 14 ţări, printre care : Canada, Cehoslovacia, Franţa, Japonia, Iugoslavia, Polonia, R. S. România, Republica Democrată Germană, Republica Federală a Germaniei, Suedia, Statele Unite ale Americii şi Ungaria.

În cadrul şedinţei festive de deschidere a simpozionului, oameni de ştiinţă sovietici ca G. V. Kurdiumov, A. A. Bocivar, A. M. Samarin, D. A. Prokoşkin şi alţii au prezentat referate legate de activitatea savantului rus D. K. Cernov şi despre influenţa descoperirilor lui asupra dezvoltării ulterioare a teoriei şi practicii metalurgice.

Se ştie că D. K. Cernov a pus bazele ştiinţei despre metale prin descoperirile lui geniale privind temperatura critică de transformare polimorfică a fierului şi aliajelor (1865), transformarea martensitică (1885) şi teoria cristalizării lingourilor.

Descoperirea punctelor critice (punctele Cernov) a făcut posibilă construirea diagramelor de stare ale aliajelor fier-carbon şi stabilirea tehnologiilor de tratament termic.

Interesant de subliniat că, la descrierea şi la explicarea teoretică a transformărilor fazice, care au loc la călirea sau la revenirea oţelurilor, D. K. Cernov a folosit metodele atomice ale structurii.

Trebuie subliniat că lucrările ştiinţifice ale lui D. K. Cernov au fost recunoscute în întreaga lume. Savanţi cu renume ca : F. Osmund, H. Howe, E. Heyn, A. Portevin şi alţii au apreciat aportul adus de savantul rus D. K. Cernov în dezvoltarea ştiinţei despre metale.

O. DRASCHAN şi L. SOFRONI

Despre tipul cajelor degrosisoare ale laminoarelor de tablă groasă cu două caje reversibile în tandem

ing. A. LEDERER
Institutul pentru proiectări de laminoare

CZ 621.771.23–21

Laminoarele de tablă groasă cu o singură cajă cvarto reversibilă, deși sînt cele mai răspîndite, au o capacitate de producție limitată (300 000 — 600 000 t/an) și prezintă o serie de dezavantaje tehnologice (caracteristicile cajei și ale cilindrilor reprezintă un compromis între caracteristicile optime la degrosisare și finisare, ceea ce are repercusiuni negative atît asupra productivității, cît și asupra stării suprafeței și asupra abaterilor de grosime ale tablelor). Din aceste motive, în cazurile în care producția prevăzută este suficient de mare, se alege o altă componență a laminorului.

În perioada 1931 — 1943 au fost construite un laminor continuu (South Works — lam.2.540 mm) și cîteva laminoare semicontinue (Homestead — lam. 2 692 mm, Geneva — lam. 3 353 mm, Fuji — lam. 2 184 mm), care erau utilate cu ajustaje de tablă groasă după trenul finisor. Cu excepția însă a laminorului de la Homestead, aceste laminoare au fost echipate (de la început sau ulterior) și cu ruloare, astfel că în prezent cea mai mare parte din producția lor o reprezintă benzile înfășurate în rulouri.

Laminoarele semicontinue și continue de tablă groasă prezintă următoarele dezavantaje: investiții foarte mari pentru linia de laminare; sincronizarea productivității ajustajului cu cea a cajelor ar necesita investiții și suprafețe uriașe, care nu pot fi utilizate integral la toate sortimentele; elasticitate scăzută (în special la laminorul continuu), ceea ce reprezintă un dezavantaj mare la laminarea tablelor groase, acestea necesitînd un număr foarte variabil de treceri în funcție de dimensiuni și de calitatea oțelului; limitarea lățimii maxime a tablelor la laminorul continuu, datorită efectuării unei singure treceri de lățire.

Din aceste motive, în prezent nu se construiesc laminoare de tablă groasă, semicontinue sau continue, soluția clasică fiind (pe lîngă laminorul cu o singură cajă reversibilă) laminorul cu două caje în tandem, care la investiții rezonabile asigură capacități mari de producție și o calitate superioară a tablelor.

În tabela 1 au fost centralizate caracteristicile de bază ale laminoarelor de tablă groasă cu două caje în tandem. În această tabelă au fost trecute numai laminoarele la care la ambele caje se efectuează mai multe treceri; în consecință ea nu cuprinde laminoarele prevăzute, pe lîngă caja reversibilă, cu o cajă orizontală de desțunderizare, la care se execută o singură trecere (Homestead — lam. 4 064 mm, Fuji — lam. 4 064, Gary), sau cu o a doua cajă de laminare, nereversibilă (Alan Wood). De asemenea, tabela nu cuprinde laminoarele care au fost proiectate cu două caje reversibile în tandem, inițial fiind însă montată o singură cajă (Consett, Gary, Dunkerque, Taranto, Kawasaki — Mizushima).

În ceea ce privește caja finisoare, nu există discuții asupra tipului, deoarece exactitatea dimensională impusă de consumatori nu poate fi asigurată decît cu caje cvarto, care prezintă și alte avantaje importante (productivitate mai ridicată, datorită reducerilor mai mari, grosime minimă mai mică a tablelor, datorită diametrului redus al cilindrilor de lucru, structură mai bună, datorită posibilității unui control mai eficace al temperaturii finale de laminare). Aceste avantaje explică și faptul că toate cajele finisoare ale laminoarelor construite în lume după război sînt de tip cvarto.

Construcția cajei degrosisoare poate fi duoreversibilă, trio-Lauth sau cvarto-reversibilă. Cajele trio-Lauth au o construcție complicată datorită meselor basculante și sistemului de echilibrare a cilindrului mijlociu, fără a prezenta avantaje tehnologice, iar investiția ceva mai redusă datorită posibilității utilizării unor motoare de curent alternativ este compensată prin reducerea substanțială a capacității de producție (datorită limitării reducerilor și reparațiilor mai frecvente), precum și prin elasticitatea mai scăzută impusă de viteza constantă de laminare. Din aceste motive, deși în trecut se

utilizau foarte des caje trio-Lauth la laminoarele de tablă groasă, în ultimul timp ele au fost complet părăsite. Astfel, după cum rezultă din tabela 1, după război s-a construit o singură cajă degrosisoare trio-Lauth (în 1952), care însă ulterior (în 1960) a fost înlocuită cu o cajă duo-reversibilă (laminorul de la Kuznețk).

În consecință, cajele degrosisoare ale laminoarelor moderne de tablă groasă cu două caje în tandem sînt de tip duo sau cvarto. În continuare se face o analiză comparativă a acestor două tipuri de caje.

Productivitatea laminorului

În cazul unui anumit sortiment și în cazul unor caracteristici identice ale cajei finisoare, productivitatea este determinată de numărul de treceri, respectiv de reducerile maxime admisibile la caja degrosisoare.

Reducerea maximă admisibilă pe trecere este determinată, în general, de unghiul de prindere, de forța de laminare și de momentul de laminare. Deoarece unghiul de prindere nu reprezintă un factor limitativ în cazul laminării din brame (tehnologia normală la laminoarele moderne), iar momentul de laminare intervine prin intermediul forței de laminare și al elementelor caracteristice ale analizei comparative (reducerea grosimii și diametrul cilindrilor), în continuare se va studia legătura dintre forța de laminare și reducere în cazul celor două tipuri de caje degrosisoare.

Forța maximă de laminare care poate fi transmisă de un cilindru, neținînd seamă de condițiile de rigiditate și de rezistența lagărelor, este determinată de solicitarea la încovoiere la mijlocul tăbliei. Astfel, considerînd relațiile cunoscute (1) și (2), rezultă legătura dintre forța de laminare și dimensiunile cilindrilor [relația (3)] :

$$M_{max} = \frac{P(2L - b)}{8} \tag{1}$$

$$\sigma_{i_{max}} = \frac{M_{max}}{W} \simeq \frac{P(2L - b)}{0{,}8D^3} \tag{2}$$

$$P = \frac{0{,}8\sigma_{imax} D^3_{min}}{2L - b} \tag{3}$$

unde : M_{max} este momentul maxim la încovoiere (la mijlocul tăbliei) ; P — forța de laminare ; L — distanța dintre axele șuruburilor de presiune ; b — lățimea tablei ; σ_{imax} — efortul unitar la încovoiere la mijlocul tăbliei ; W — modulul de rezistență al tăbliei cilindrilor ; D_{min} — diametrul minim al cilindrilor (după uzură).

În aceste relații D_{min} reprezintă, în cazul cajelor cvarto, diametrul cilindrilor de sprijin, deoarece aceștia preiau solicitările la încovoiere.

Se menționează că, deși în cazul cajelor duo fusurile cilindrilor sînt solicitate atît la încovoiere, cît și la torsiune, efortul unitar rezultat la solicitare compusă este mai mic decît efortul unitar la încovoiere la mijlocul tăbliei, datorită faptului că la construcțiile moderne de caje fusurile au formă conică (lagăre cu frecare lichidă) sau sînt prevăzute cu mai multe trepte de diametre (lagăre cu rulmenți).

Considerînd efortul unitar admisibil la încovoiere de 1 200 kgf/cm² în cazul oțelului și ținînd seamă în felul acesta de solicitarea la oboseală, precum și de efectul tensiunilor termice, relația (3) devine :

$$P_{max} = \frac{960 D^3_{min}}{2L - b} \tag{3'}$$

În figura 1 s-a reprezentat grafic variația forței maxime admisibile în funcție de diametrul cilindrilor după uzură, pentru diverse lățimi de table, în ipoteza unui laminor cu lungimea tăbliei de 3 300 mm (fig. 1, *a*), respectiv de 4 300 mm (fig. 1, *b*).

Diametrul cilindrilor cajelor duo este mai mic decît cel al cilindrilor de sprijin de la cajele cvarto și, în mod corespunzător, forța maximă admisibilă va fi mai mică. Astfel, de exemplu, la o cajă duo cu diametrul minim al cilindrilor de 1 200 mm, forța maximă admisibilă la laminarea unei table de 2 500 mm lățime este de 2 550 tf în cazul unei lungimi a tăbliei de 3 300 mm și, respectiv, de 1 900 tf în cazul unei lungimi a tăbliei de 4 300 mm ; pentru aceleași condiții, la o cajă cvarto cu diametrul minim al cilindrilor de sprijin de 1 600 mm, forța maximă admisibilă va fi de 6 050 tf și, respectiv, de 4 510 tf. Pentru ca cele două tipuri de caje să admită aceeași forță maximă de laminare evident că diametrul cilindrilor cajei duo trebuie să fie egal cu diametrul cilindrilor de sprijin ai cajei cvarto.

Legătura dintre reducerea de grosime și forța de laminare rezultă din relația (5), determinată pe baza relației cunoscute (4), în ipoteza că presiunea specifică și lățimea tablei au aceeași valoare în cazul ambelor tipuri de cajă :

$$P = pb\sqrt{\frac{D_l \Delta h}{2}} \tag{4}$$

$$\Delta h = \frac{2P^2}{D_l (pb)^2} = K\frac{P^2}{D_e} \tag{5}$$

unde : P este forța de laminare ; p — presiunea specifică ; b — lățimea tablei ; D_l — diametrul cilindrilor de lucru ; Δh — reducerea de grosime ; K — o constantă, depinzînd de sortiment.

Notînd cu indicele *2* caja duo și cu indicele *4* caja cvarto și presupunînd aceeași forță maximă admisibilă la cele două tipuri de caje, rezultă relația :

$$\frac{\Delta h_4}{\Delta h_2} = \frac{D_2}{D_4} \tag{6}$$

Nr. crt.	Țara, firma, orașul	Caja degrosisoare			
		Anul punerii în funcțiune	Tipul	Dimensiunile cilindrilor, mm	
				Diametrul	Lungimea tăbliei
1	S.U.A.-Lukens Steel Co., Coatesville	1903[1]	trio	914/533/914	2 845
2	S.U.A. — Bethlehem Steel Corp, Sparrows Point	[2]	trio	1 118/686/1 118	4 064
3	S.U.A. — United States Steel Corp, Fairfield	1918[3]	trio	914/610/914	2 794
4	Olanda — Hoogovens N.V., Ijmuiden [4]	1940/1947	duo	1 040	2 950
5	S.U.A. — Armco Steel Corp, Sheffield Steel Div, Houston	1943[5]	trio	914/610/914	2 946
6	S.U.A. — Kaiser Steel Corp, Fontana[6]	1943	duo	1 143	2 794
7	U.R.S.S. — K.M.K., Kuznețk	1952[7]	trio	750/500/750	2 200
8	U.R.S.S. — M.M.K., Magnitogorsk	1952	duo	900	2 500
9	R.F.G. — Hoesch A.G., Werk Phoenix, Hörde	1952	cvarto	1 100/1 600	4 000
10	R.F.G. — Salzgitter A.G., Salzgitter-Drütte	1954	cvarto	1 000/1 450	3 200
11	Japonia — Nippon Kokan K.K., Tsurumi	1954	duo	1 168	3 556
12	Franța — Lorraine Escaut, Mont-St. Martin, Longwy	[9]	duo	1 143	4 064
13	U.R.S.S. [10]	1955	duo	1 150	2 800
14	Japonia — Yawata Iron and Steel Co. Yawata	[11]	duo		
15	Anglia — Appleby Frodingham Steel Co. Scunthorpe	1960	duo	1 168	3 810
16	Anglia — South Durham Steel Iron Co. West Hartlepool	1960	cvarto	991/1 524	3 810
17	S.U.A. — Bethlehem Steel Corp, Burns Harbor	1964	duo	1 346	4 064
18	Canada — The Steel Co. of Canada, Hilton Works, Hamilton	1965	duo	1 321	3 759
19	R.S.R. — Combinatul siderurgic-Galați, Galați	1966	cvarto	1 050/1 700	3 300
20	S.U.A. — Republic Steel Corp, Gadsden [12]	1967	duo	1 219	3 404
21	S.U.A. — Phoenix Steel Corp, Claymont [13]	1968	duo	1 168	3 048
22	Japonia — Yawata Iron and Steel Co. Kimitsu	1968	cvarto	1 003/2 007	4 724

Observații

1) Pînă în 1943 era o cajă singulară cu lungimea tăbliei de 3 048 mm.
2) Era o cajă singulară, pusă în funcțiune înainte de primul război mondial la Coatesville și a fost mutată în 1931 la Sparrows Point.
3) Pînă în 1942 era o cajă singulară.
4) Laminorul a fost montat în 1940, demontat și transferat în Germania, iar după război readus și pus în funcțiune în 1947.
5) Pînă în 1950 era o cajă singulară.
6) Laminorul a fost pus în funcțiune în 1943 cu o cajă degrosisoare duo și o cajă finisoare trio; în 1951 a fost completat cu un tren finisor pentru benzi;
7) În 1960 caja degrosisoare trio a fost înlocuită cu o cajă duo.
8) Pînă în 1966 a fost o altă cajă finisoare cvarto, montată în 1954 și avînd lungimea tăbliei de 3 100 mm.
9) Pînă în 1955 a fost o cajă singulară.
10) Laminoare cu caracteristici similare au fost montate la mai multe uzine din U.R.S.S. (Orsko-Halilovsk, Komunarsk).
11) Pînă în 1957 a fost o cajă singulară.
12) În 1969 a intrat în funcțiune ca laminor combinat de tablă groasă și benzi; în 1967 laminorul a fost despărțit: caja reversibilă (care era finisoare du-se cu o cajă degrosisoare duo-reversibilă.
13) Laminorul a rezultat din reconstrucția radicală a unui laminor vechi la care s-a adăugat o cajă degrosisoare duo și s-a transformat caja finisoare trio

Tabela 1

Acționarea principală		Caja finisoare						Capacitatea de producție, t/an
		Anul punerii în funcțiune	Tipul	Dimensiunile cilindrilor, mm		Acționarea principală		
Puterea, CP	Turația (la cajă), rot/min			Diametrul	Lungimea tăbliei	Puterea, CP	Turația, rot/min	
3 750	45	1943	cvarto	927/1 372	3 048	7 000	0/35/80	270 000
4 500		1957	cvarto	965/1 499	4 064	2×5 000	0/40/80	760 000
		1942	cvarto	965/1 422	3 556	7 000		515 000
2×2 000	0/36/68	1940/1947	cvarto	760/1 400	3 200	4 620	0/54/108	400 000
6 000	48,5	1950	cvarto	914/1 372	3 302	2×3 500	0/35/80	560 000
2×3 500	0/30/75	1958	cvarto	965/1 499	3 759	7 000	0/40/80	720 000
2 500	55	1952	cvarto	740/1 100	2 300	5 100	0/65/100	400 000
3 130	0/24/48	1952	cvarto	650/1 200	2 250	3 130	0/32/64	400 000
2×7 200	0/38,5/100	1966[8]	cvarto	850/1 800	3 150	13 800	0/60/120	960 000
2×4 900	0/40/80	1954	cvarto	850/1 500	3 200	2×6 400	0/70/140	600 000
2×4 080		1954	cvarto		3 048			720 000
4 500	0/54/90	1955	cvarto	965/1 499	4 064	2×4 000	0/35/90	500 000
2×3 000	0/25/60	1955	cvarto	800/1 400	2 800	7 000	0/50/120	700 000
4 500		1957	cvarto	965/1 524	4 064	2×5 000	0/40/80	750 000
2×3 000	0/40/80	1958	cvarto	991/1 600	3 810	2×4 000	0/40/100	600 000
2×4 600	0/40/100	1960	cvarto	927/1 524	3 810	2×4 600	0/40/100	1 000 000
2×3 000	0/30/60	1964	cvarto	991/1 829	4 064	2×6 000	0/40/100	650 000
2×2 500	0/30/75	1965	cvarto	991/1 829	3 759	2×5 000	0/40/100	540 000
2×6 500	0/40/80	1966	cvarto	920/1 700	3 300	2×6 500	0/55/110	1 000 000
2×2 000		1960/1967	cvarto	965/1 499	3 404	2×5 000	0/40/100	500 000
6 000	0/40/80	1968	cvarto		4 064	2×5 000	0/40/80	440 000
2×5 000	0/30/70	1968	cvarto	1 003/2 007	4 724	2×6 700	0/50/120	1 700 000

în 1958 trenul finisor pentru benzi s-a mutat, iar caja finisoare trio pentru tablă groasă a fost înlocuită cu o cajă cvarto.

pentru table și degrosisoare pentru benzi) a fost mutată și prevăzută cu motoare noi, devenind cajă finisoare pentru laminorul nou de tablă groasă și completîn- în cvarto.

Deci, chiar la aceeaşi forţă admisibilă, reducerea maximă posibilă la caja duo este mai mică decît la caja cvarto, datorită valorii mai mari a diametrului cilindrilor duo faţă de cilindrii de lucru ai cajei cvarto. Astfel, considerînd o forţă

$$\sigma_2 = \frac{M_2}{0{,}1D_2^3} = \frac{P_2(2L - b)}{0{,}8D_2^3}$$

$$D_2 = \sqrt[5]{\frac{(2L - b)^2 P_4^2}{0{,}64\sigma^2 D_4}} \qquad (8)$$

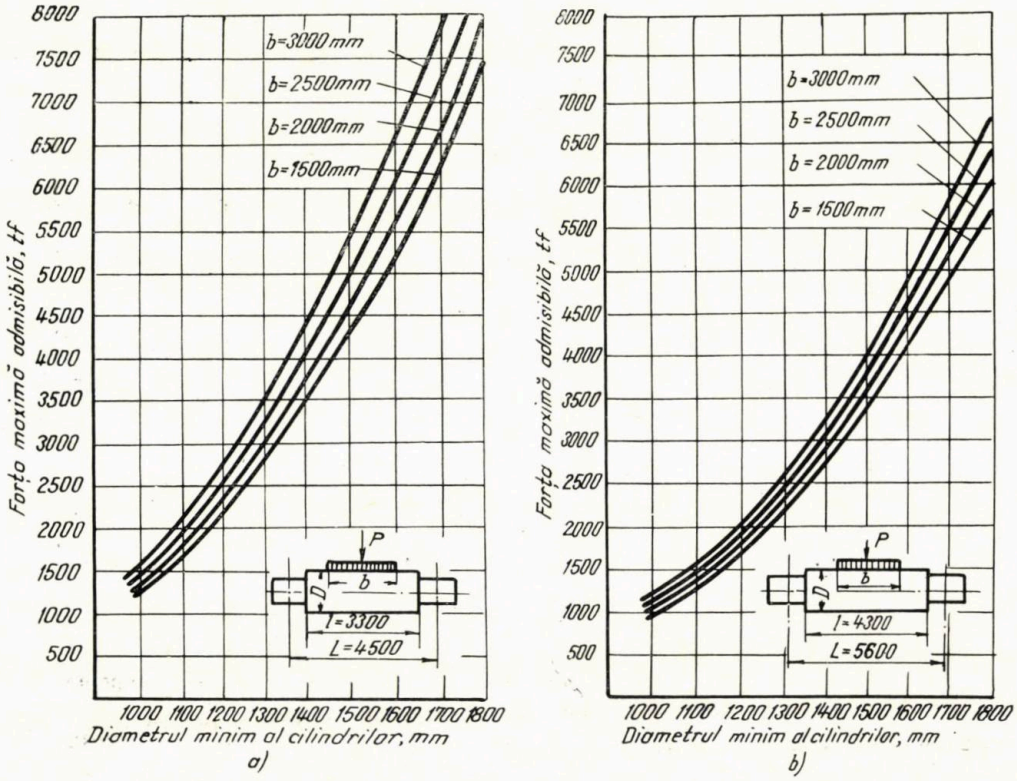


Fig. 1

admisibilă de 3 500 tf, în cazul unei caje cvarto cu diametrul cilindrilor de lucru de 1 000 mm, reducerea maximă va fi cu 43% mai mare decît la o cajă duo cu cilindrii avînd diametrul nominal de circa 1 430 mm (corespunzător cu un diametru minim după uzură de 1 335 mm, determinat de condiţiile de rezistenţă în ipoteza unei lungimi a tăbliei de 3 300 mm şi a unei lăţimi de tablă de 2 500 mm).

Micşorarea reducerii absolute duce însă la mărirea numărului de treceri şi deci la o productivitate mai scăzută în cazul cajei duo. Pentru obţinerea aceleiaşi reduceri absolute în ambele cazuri, la caja duo va trebui mărită forţa maximă de laminare şi deci diametrul cilindrilor (pentru a asigura rezistenţa la încovoiere). Plecînd de la relaţia (4) şi considerînd aceeaşi lăţime a tablei şi aceeaşi valoare a presiunii specifice, rezultă relaţia (8) pentru valoarea minimă a diametrului cilindrilor cajei duo, care asigură aceeaşi reducere ca şi caja cvarto ($\Delta h_2 = \Delta h_4$).

$$P_2 = P_4 \sqrt{\frac{D_2}{D_4}} \qquad (7)$$

În figura 2 s-a reprezentat grafic variaţia lui D_2 în funcţie de forţa maximă de laminare, considerînd un diametru al cilindrilor de lucru ai cajei cvarto de 1 000 mm şi un efort unitar admisibil de 1 200 kgf/cm², în ipoteza unui laminor cu lungimea tăbliei de 3 300 mm (fig. 2, *a*), respectiv de 4 300 mm (fig. 2, *b*). Forţa de laminare în cazul cajei duo va fi evident mai mare în cazul aceleiaşi reduceri, datorită diametrului mărit al cilindrilor, ceea ce rezultă din relaţia (7), care este reprezentată grafic în figura 3.

Pentru a analiza în mod concret influenţa tipului cajei degrosisoare asupra productivităţii unui laminor cu două caje reversibile în tandem, s-au întocmit schemele de laminare pentru o tablă de 10 × 2 500 mm, din bramă de 180 × × 1 500 × 2 800 mm, în două ipoteze :

— caja degrosisoare de tip cvarto avînd cilindrii de Ø 1 000/1 700 × 3 300 mm, forţa maximă de 3 500 tf, momentul maxim 2 × 275 tfm, turaţia 0/40/80 rot/min (tabela 2) ;

— caja degrosisoare de tip duo avînd cilindrii de Ø 1 300 × 3 300 mm, forţa maximă de 2 500 tf, momentul maxim 2 × 200 tfm, turaţia 0/40/80 rot/min (tabela 3).

În ambele cazuri, caja finisoare s-a considerat de tip cvarto, avînd cilindrii de Ø 920/1 700 × × 3 300 mm, forța maximă de 3 500 tf, momentul maxim 2 × 200 tfm, turația 0/55/110 rot/min.

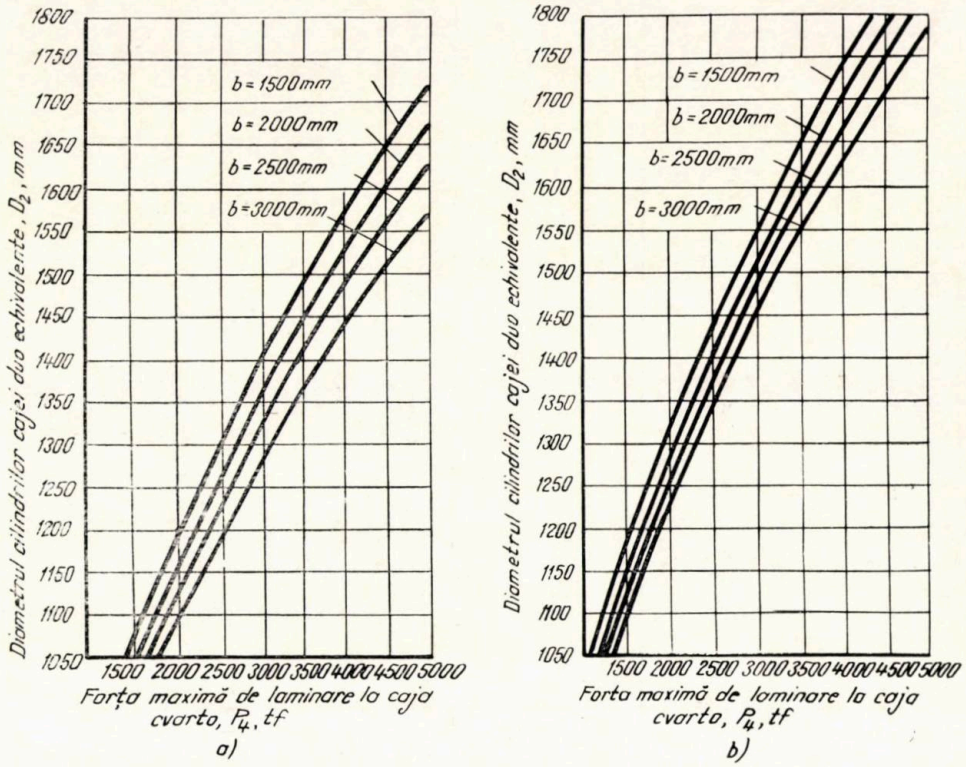


Fig. 2

Calculul forțelor de laminare s-a făcut pe baza diagramei presiunilor specifice în funcție de grosime (fig. 4). Această diagramă a fost întocmită pe baza datelor din literatură [1],

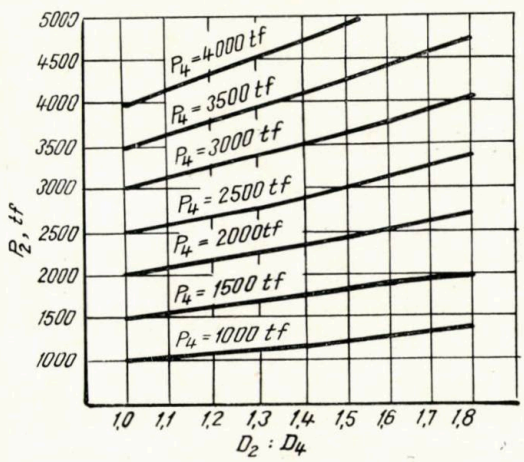


Fig. 3

precum și pe baza cercetărilor proprii, fiind valabilă la laminarea tablelor groase din oțel carbon și slab aliat, în ipoteza unor reduceri relative de 10 — 30% (cu excepția ultimelor treceri), a unei temperaturi finale de laminare de 850 — 950° C și a unei viteze de laminare de 2 — 4 m/s.

La calculul momentului static s-a considerat o mărire cu 10% a momentului de deformare, ținînd seamă de frecările din lagăre și din elementele de transmisie, iar valoarea maximă a momentului dinamic (corespunzătoare valorii maxime a accelerației de 53 rot/min/s), s-a

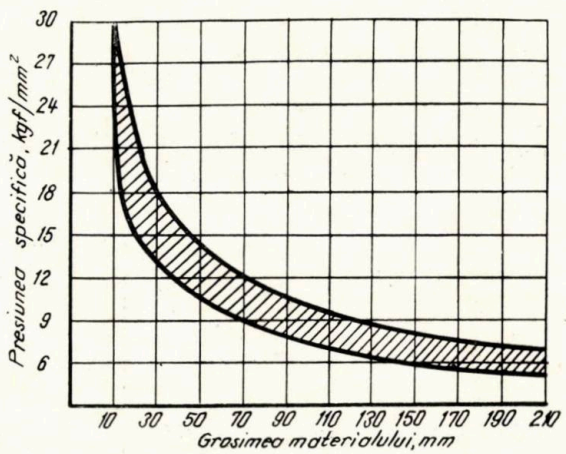


Fig. 4

considerat de 100 tfm la caja degrosisoare cvarto, de 80 tfm la caja degrosisoare duo și de 90 tfm la caja finisoare cvarto. În cazurile în care momentul maxim disponibil (considerat 85% din mo-

Schema de laminare a tablei de 10 × 2 500 mm din bramă de 180 × 1 500 × 2 800 mm/5950 kg [P_d = 3 500 tf] *Tabela 2*

Nr. trecerii	Caja	Grosimea, mm	Reducerea		Lățimea, mm	Lungimea, m	Diametrul cilindrilor, mm	Turația maximă, rot/min	Viteza medie de laminare, m/s	Timpul mașină, s	Timpul pauză, s	Presiunea specifică, kgf/mm²	Lungimea arcului de contact, mm	Forța de laminare, tf	Momentul necesar, tfm				Momentul motoarelor, tfm	
			mm	%											De deformare	Static	Dinamic	Total	Maxim de lucru	De declanșare
0	—	180	—	—	1 500	2,80	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
1	D	150	30	16,7	2 800	1,80	1 000	40	2,1	0,9	3	7	123	2 410	297	327	100	427	468	550
2	D	123	27	18,0	2 800	2,20	1 000	40	2,1	1,1	3	8	116	2 600	302	333	100	433	468	550
3	D	102	21	17,1	2 800	2,65	1 000	40	2,1	1,3	10	9	103	2 600	258	284	100	384	468	550
4	D	74	28	27,4	2 650	3,85	1 000	40	2,1	1,8	3	10	118	3 130	370	408	60	468	468	550
5	D	52	22	29,8	2 650	5,48	1 000	40	2,1	2,6	3	12	105	3 340	351	386	82	468	468	550
6	D	36	16	30,8	2 650	7,92	1 000	45	2,35	3,4	3	14	89,0	3 300	293	323	92	415	415	489
7	D	24	12	33,3	2 650	11,9	1 000	50	2,6	4,6	10	16	77,5	3 290	255	281	93	374	374	440
8	F	17	7	29,1	2 650	16,8	920	60	2,8	6,0	4	20	56,8	3 010	171	188	90	278	302	356
9	F	12,5	4,5	26,5	2 650	22,8	920	70	3,2	7,1	4	22	45,5	2 650	120	132	90	222	343	286
10	F	10,8	1,7	13,6	2 650	26,3	920	80	3,6	7,3	4	25	28,0	1 860	52,1	58	90	148	195	230
11	F	10,2	0,6	5,55	2 650	28,0	920	80	3,7	7,6	4	27	16,6	1 190	19,8	22	90	112	195	230
12	F	10,0	0,2	1,96	2 650	28,5	920	80	3,7	7,7	—	28	9,6	710	6,8	8	90	98	195	230

Ritm de laminare caja degrosisoare $15{,}7 + 35 = 50{,}7$ s
Ritm de laminare caja finisoare $35{,}7 + 16 = 51{,}7$ s
Productivitatea teoretică în brame $\frac{3600}{51{,}7} \times 5{,}95 = 415$ t/h
Productivitatea teoretică în table $\frac{415}{1{,}21} = 343$ t/h
Productivitatea practică în table $343 \times 0{,}7 = 240$ t/h

Schema de laminare a tablei de 10 × 2 500 mm din bramă de 180 × 1 500 × 2 800 mm/5950 kg [P_d = 2 500 tf] *Tabela 3*

Nr. trecerii	Caja	Grosimea, mm	Reducerea		Lățimea, mm	Lungimea, m	Diametrul cilindrilor, mm	Turația maximă, rot/min	Viteza medie de laminare, m/s	Timpul mașină, s	Timpul pauză, s	Presiunea specifică, kgf/mm²	Lungimea arcului de contact, mm	Forța de laminare, tf	Momentul necesar, tfm				Momentul motoarelor, tfm	
			mm	%											De deformare	Static	Dinamic	Total	Maxim de lucru	De declanșare
0	—	180	—	—	1 500	2,80	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
1	D	157	23	12,8	2 800	1,72	1 300	40	2,7	0,7	3	7	122	2 390	292	322	18	340	340	400
2	D	136	21	13,4	2 800	1,98	1 300	40	2,7	0,8	3	7,5	117	2 460	288	318	22	340	340	400
3	D	117	19	14,0	2 800	2,31	1 300	40	2,7	0,9	10	8	111	2 480	276	314	26	340	340	400
4	D	102	15	12,8	2 800	2,65	1 300	40	2,7	1,0	3	9	99	2 490	246	272	68	340	340	400
5	D	87	15	14,3	2 550	3,28	1 300	40	2,7	1,2	3	9,5	99	2 490	246	272	68	340	340	400
6	D	74	13	15,0	2 650	3,85	1 300	40	2,7	1,5	3	10	92	2 440	225	248	80	328	340	400
7	D	63	11	14,9	2 650	4,54	1 300	40	2,7	1,7	3	11	84,5	2 470	208	229	80	309	340	400
8	D	54	9	14,3	2 650	5,29	1 300	40	2,7	2,0	3	12	76,5	2 430	186	204	80	284	340	400
9	D	46	8	14,8	2 650	6,20	1 300	40	2,7	2,3	10	13	72,0	2 490	179	197	80	277	340	400
10	F	34	12	26,1	2 650	8,40	920	50	2,4	3,5	4	16	74,3	3 150	234	257	83	340	340	400
11	F	24	10	29,5	2 650	11,9	920	50	2,4	5,0	4	18	67,8	3 240	219	241	90	331	340	400
12	F	17	7	29,1	2 650	16,8	920	60	2,8	6,0	4	21	56,8	3 160	179	197	90	287	302	356
13	F	12,5	4,5	26,5	2 650	22,8	920	70	3,2	7,1	4	24	45,5	2 900	132	145	90	235	243	286
14	F	10,8	1,7	13,6	2 650	26,3	920	80	3,6	7,3	4	27	28,0	2 000	56	62	90	152	195	230
15	F	10,2	0,6	5,55	2 650	28,0	920	80	3,7	7,6	4	29	16,6	1 270	21,1	24	90	114	195	230
16	F	10,0	0,2	1,96	2 650	28,5	920	80	3,7	7,7	—	30	9,6	760	7,3	8	90	98	195	230

Ritm de laminare caja degrosisoare $12{,}1 + 41 = 53{,}1$ s
Ritm de laminare caja finisoare $44{,}2 + 24 = 68{,}2$ s
Productivitatea teoretică în brame $\frac{3600}{68{,}2} \times 5{,}95 = 313$ t/h
Productivitatea teoretică în table $\frac{313}{1{,}22} = 256$ t/h
Productivitatea practică în table $256 \times 0{,}7 = 179$ t/h

mentul de declanşare) nu era suficient pentru acoperirea valorii maxime a momentului dinamic, s-a considerat o micşorare corespunzătoare a acceleraţiei. După cum rezultă din schemele de laminare, momentul necesar (deci şi puterea) în cazul cajei duo este considerabil mai mic, tocmai datorită limitării reducerilor de forţă maximă. Acesta este motivul pentru care cajele degrosisoare duo ale laminoarelor moderne au puteri relativ mici (4 000 — 6 000 CP, faţă de 9 000—14 000 la cajele cvarto).

Comparînd schemele de laminare, rezultă că, în cazul cajei degrosisoare cvarto lucrînd cu o forţă maximă de 3 500 tf, productivitatea pentru tabla considerată este cu 34% mai mare decît în cazul cajei duo, la care diametrul cilindrilor (după uzură) nu permite decît o forţă maximă de circa 2 500 tf. Această concluzie coincide calitativ cu datele din literatură, unde se indică o capacitate de producţie pentru un laminor cu două caje în tandem şi cu lungimea tăbliei de circa 3 m, de 750 000 t/an în cazul cajei degrosisoare duo şi, respectiv, de 1 000 000 t/an în cazul cajei degrosisoare cvarto [2]. De altfel, analizînd datele din tabela 1, rezultă că laminoarele existente cu caja degrosisoare duo au capacităţi de 400 000 — 750 000 t/an, în timp ce cele cu caja degrosisoare cvarto au capacităţi de 600 000 —1 000 000 t/an şi chiar de 1 700 000 t/an (Yawata).

După cum rezultă din figurile 2, *a* şi 3, pentru a asigura aceeaşi reducere ca la caja cvarto considerată, caja degrosisoare duo ar trebui să aibă diametrul minim al cilindrilor de 1 420 mm (adică diametrul nominal de cca. 1 520 mm), iar forţa maximă de laminare de circa 4 350 tf. În acest caz însă avantajul unei construcţii mai uşoare a cajei duo ar fi fost anulat prin mărirea considerabilă a momentului, care la aceeaşi reducere creşte proporţional cu raportul diametrelor cilindrilor de lucru (deci cu 52% în cazul considerat). Trebuie arătat că, de fapt, caja cvarto considerată, din punctul de vedere al rezistenţei cilindrilor, permite o forţă de laminare maximă de peste 6 000 tf (fig. 1, *a*); aceasta a fost însă limitată la 3 500 tf pentru asigurarea unui profil corect al tablei.

Se menţionează că, dacă s-ar fi considerat un laminor cu lungimea tăbliei de 4 300 mm, diametrul nominal al cilindrilor cajei duo echivalente ar fi fost de 1 650 — 1 700 mm, iar forţa maximă, de peste 4 500 tf. De aici rezultă că avantajele cajei cvarto faţă de caja duo cresc şi mai mult cînd lungimea tăbliei este mai mare.

Consumul de oţel

Consumul de oţel la laminarea tablelor groase este determinat în primul rînd de mărimea şutajelor laterale şi frontale, care sînt influenţate, în afară de alţi factori, şi de forma semifabricatului obţinut la caja degrosisoare.

În figura 5 a fost reprezentată diferenţa de grosime dintre mijlocul şi marginea tablei — determinată de săgeata de încovoiere a cilindrilor în urma acţiunii forţei de laminare pe baza teoremei lui Castigliano [3], în funcţie de lăţimea

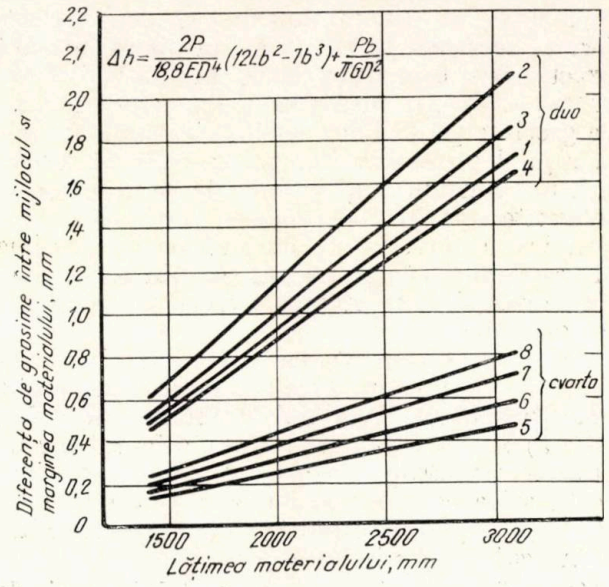


Fig. 5

tablei, pentru diverse tipuri de caje degrosisoare, în ipoteza unei lungimi a tăbliei de 3 300 mm (*1* — Ø 1 300 mm; $P = 2\,000$ tf; *2* — Ø 1 300 mm; $P = 2\,500$ tf; *3* — Ø 1 400 mm; $P = 3\,000$ tf; *4* — Ø 1 500 mm; $P = 3\,500$ tf; *5* — $Ø_{sp}$ 1 700 mm; $P = 2\,000$ tf; *6* — $Ø_{sp}$ 1 700 mm; $P = 2\,500$ tf; *7* — $Ø_{sp}$ 1 700 mm; $P = 3\,000$ tf; *8* — $Ø_{sp}$ 1 700 mm; $P = 3\,500$ tf). Din această figură rezultă clar dezavantajele cajei duo privind forma geometrică a semifabricatului. Astfel, la o diferenţă de grosime de 1,5 mm (ceea ce corespunde unei lăţimi de tablă de 2 400 — — 2 800 mm în cazul unor caje duo de 3 300 mm) vor rezulta următoarele consecinţe:

— după trecerile de lăţire, la o grosime de 70 mm a materialului şi la o lungime de 2 800 mm, alungirea va fi cu 60 mm mai mare la margini decît la mijloc; această formă neregulată nu va putea fi eliminată la trecerile de lungire, rezultînd şutaje laterale mărite;

— după caja degrosisoare, la o grosime de 30 mm a semifabricatului şi la o lungime de 10 m, lungimea va fi cu 500 mm mai mare la margini decît la mijloc, mărindu-se deci şutajele frontale.

Se menţionează că diferenţa de grosime, deci şi diferenţele de alungire, se măreşte şi mai mult în cazul cajelor duo cu o lungime mai mare a tăbliei, accentuîndu-se deci dezavantajele cajei duo faţă de caja cvarto în ceea ce priveşte consumul de oţel. Astfel, la o cajă duo avînd cilindrii de Ø 1 300 × 4 300 mm, diferenţa de grosime pentru un semifabricat de 3 000 mm lăţime va fi de 2,07 mm la o forţă de laminare de numai 1 900 tf.

Calitatea tablelor

Calitatea tablelor este definită prin toleranțele dimensionale, planeitatea suprafeței, caracteristicile mecanice și starea suprafeței.

Deși materialul laminat la caja degrosisoare reprezintă în general numai un semifabricat, forma acestuia influențează în mare măsură exactitatea dimensională a produsului finit. Astfel, influența negativă a diferențelor mari de grosime pe lățimea semifabricatului obținut la caja degrosisoare duo nu se reflectă numai într-un consum mai ridicat de oțel, ci și în toleranțe mărite la produsul finit, deoarece practica a dovedit că diferențele de grosime ale semifabricatului nu sînt eliminate la caja finisoare, ci sînt numai reduse proporțional cu grosimea.

Chiar dacă prin profilarea corectă și contracurbarea cilindrilor de lucru și de sprijin (soluție aplicată la cele mai noi laminoare de tablă groasă) se va obține reducerea diferențelor de grosime pe lățimea tablei, se poate considera că în orice caz uniformitatea grosimii tablelor finite va fi mai favorabilă în cazul laminoarelor avînd caje degrosisoare cvarto.

O altă consecință a diferențelor mari de grosime ale semifabricatului este reducerea neuniformă pe lățime la caja finisoare, ceea ce provoacă ondularea tablelor, ondulare care poate atinge uneori valori atît de mari, încît devine imposibilă eliminarea ei prin îndreptare.

Pentru obținerea unui semifabricat cu un profil adecvat, la cajele degrosisoare duo se limitează deseori forța de laminare sub cea permisă de rezistența cilindrilor, rezultînd astfel o micșorare suplimentară a productivității. Nici în felul acesta nu se pot realiza însă condițiile de la o cajă cvarto. Astfel, pentru a obține la o tablă de 2 500 mm lățime aceeași diferență de grosime ca la caja cvarto Ø 1 000/1 700 × 3 300 mm, $P = 3\,500$ tf (adică 0,6 mm), forța de laminare la o cajă duo Ø 1 300 × 3 300 mm ar trebui să fie limitată la circa 1 000 tf. Desigur că ar rezulta o micșorare inacceptabilă a productivității și trebuie deci admis un compromis privind profilul semifabricatului obținut la caja degrosisoare duo.

Caracteristicile mecanice ale tablelor sînt determinate, în afară de alți factori, de temperatura la sfîrșitul laminării, care este influențată de tipul cajei degrosisoare.

În cazul cajei degrosisoare cvarto, reducerile mai mari vor avea ca efect un ciclu de laminare mai scurt, ceea ce va permite obținerea unei temperaturi finale mai ridicate în cazul tablelor cu grosimea mai mică (evitînd astfel necesitatea tratamentului termic pentru eliminarea ecruisării produse în urma laminării la temperaturi cu mult sub A_3 sau pentru eliminarea structurii mixte produse în urma recristalizării parțiale).

De asemenea, ciclul mai scurt de laminare creează condiții mai favorabile pentru laminarea la temperatură controlată, permițînd astfel — la o serie de oțeluri — obținerea caracteristicilor de normalizare prin laminare.

Cilindrii cajelor duo sînt din oțel, pentru a putea prelua eforturile de încovoiere. În cazul cajelor cvarto, cilindrii de lucru — solicitați numai la torsiune — pot fi din fontă, asigurînd astfel o suprafață mai bună a semifabricatului (datorită rezistenței mărite la uzură și efectului de șlefuire), ceea ce se va reflecta favorabil și asupra calității suprafeței tablelor finite.

Cajele degrosisoare duo pot fi utilizate și pentru desțunderizare, aplicînd o reducere mică la prima trecere. În cazul cajelor cvarto, pentru a evita imprimarea țunderului primar între cilindrii de lucru și cei de sprijin, desțunderizarea se face în prealabil la o instalație hidraulică montată după cuptoare. Această soluție este cel puțin tot atît de eficace ca și desțunderizarea la caja duo și permite mărirea suplimentară a productivității, nelimitînd reducerea la prima trecere. De altfel, la laminoarele moderne de benzi late, unde condițiile impuse calității suprafeței sînt mai severe decît la table, prima cajă duo este folosită ca o cajă de lucru, aplicîndu-se reduceri pînă la 25%, iar desțunderizarea propriu-zisă se face pe cale hidraulică.

Aspecte economice

Comparînd investiția necesară pentru cele două tipuri de caje degrosisoare analizate (tabela 4), rezultă că investiția suplimentară pentru o cajă cvarto Ø 1 000/1 700 × 3 300 mm, față de o cajă duo Ø 1 300 × 3 300 mm, este de circa 25 milioane lei. Ținînd seamă de faptul că investiția totală pentru un laminor cu două caje în tandem este de 1,5 — 2,5 miliarde lei (în funcție de complexitatea ajustajului și a tratamentului termic), cheltuielile suplimentare pentru caja cvarto reprezintă 1 — 1,7% din investiția totală. Considerînd capacitatea medie de producție 1 000 000 t/an în cazul cajei degrosisoare cvarto, față de 750 000 t/an în cazul cajei degrosisoare duo (o creștere de 33%), rezultă clar avantajul economic al cajei cvarto, chiar dacă se ține seamă și de o oarecare diferență de investiție pentru ajustaj și depozit, datorită producției mai mari.

Trebuie arătat însă că, chiar și în cazul în care capacitatea de producție a laminorului este limitată la 750 000 t/an, caja cvarto este justificată economic datorită reducerii consumului specific de oțel în urma alimentării cajei finisoare cu un semifabricat de dimensiuni mai constante. Astfel, considerînd micșorarea consumului de oțel numai cu 10 kg/t — de exemplu de la 1 220 kg/t la 1 210 kg/t — (în realitate diferența este mai mare), la o producție de circa 750 000 t va rezulta o economie de circa

10,5 mil. lei/an (ipoteza de calcul : prețul bramelor 2 300 lei/t, prețul fierului vechi 900 lei/t) și investiția suplimentară de 25 mil. lei se recuperează în 2,4 ani.

Tabela 4

Denumirea	Cajă degrosisoare duo	Cajă degrosisoare cvarto
Dimensiunile cilindrilor, mm	Ø 1 300×3 300	Ø 1 000/1 700 × × 3 300
Forța maximă de laminare, tf	2 500	3 500
Momentul maxim, tfm	2×200	2×275
Turația cilindrilor, rot/min	±0/40/80	±0/40/80
Puterea nominală a motoarelor, CP	2×4 750	2× 6 500
Masa cajei (inclusiv role din cajă, dispozitiv de schimbare pentru cilindri, placă de bază, cilindri, bare de cuplare), t	820	1 280
Costul părții mecanice (30 000 lei/t), mii lei	24 600	38 400
Costul părții electrice, inclusiv alimentarea și reglarea (2 400 lei/CP), mii lei	22 800	31 200
Piese schimb (10% din partea mecanică și electrică), mii lei	4 700	7 000
Investiția totală pentru partea mecanică și electrică, mii lei	52 100	76 600

Alte considerente

Ciclul mai scurt de laminare în cazul cajei degrosisoare cvarto, în afară de mărirea productivității și îmbunătățirea calității, are următoarele efecte favorabile datorate micșorării căderii de temperatură în timpul procesului de laminare :

— posibilitatea extinderii sortimentului dimensional și calitativ al tablelor. Astfel, se vor putea lamina table de grosimi mai mici la aceeași lățime maximă sau de lățimi mai mari la aceeași grosime minimă. De asemenea, oțelurile greu deformabile se vor putea lamina la lățimi mai mari și la grosimi mai mici decît în cazul cajelor duo ;

— posibilitatea încălzirii bramelor la o temperatură mai joasă (în special la grosimi mai mari de tablă) ceea ce va duce la mărirea productivității cuptoarelor, la reducerea cantității de țunder primar și a consumului de combustibil.

În cazul laminoarelor cu două caje în tandem, deseori se prevede posibilitatea obținerii tablelor finite numai la caja degrosisoare, fie pentru tablele peste o anumită grosime, fie pentru toate dimensiunile de table în perioadele de schimbare a cilindrilor la caja finisoare sau în cazurile de deranjamente ale acesteia. Desigur că în aceste situații avantajele cajei degrosisoare cvarto sînt multiple și evidente, cele mai importante fiind : toleranțe mult mai strînse la grosime, productivitate mai ridicată, calitate mai bună a suprafeței, posibilitatea obținerii unui sortiment mai larg de table (grosime mai mică la aceeași lățime sau lățime mai mare la aceeași grosime).

Analiza comparativă din acest studiu se referă la cazul laminării tablelor din brame — tehnologie normală la laminoarele moderne. În cazul laminării tablelor din lingouri, concluziile sînt diferite, deoarece la majoritatea trecerilor degrosisoare, reducerile nu sînt limitate de forța de laminare, ci de unghiul de prindere și de momentul maxim. Ținînd seamă de diametrul mai mare al cilindrilor cajei duo decît cel al cilindrilor de lucru ai cajei cvarto, caja duo va permite efectuarea unor reduceri mai mari (în special la primele treceri) și, în consecință, productivitatea va fi mai ridicată sau cel puțin egală. Se menționează însă că datorită avantajelor importante ale laminării din brame (calitatea mai bună a tablelor atît în ceea ce privește starea suprafeței, cît și caracteristicile mecanice, productivitate mai ridicată, reducerea numărului formatelor de lingouri și mărirea greutății medii a acestora), tehnologia laminării tablelor direct din lingouri a dispărut aproape complet. Astfel, toate laminoarele cu două caje în tandem produc cea mai mare parte a tablelor din brame, iar dintre laminoarele moderne cu o singură cajă cvarto-reversibilă, numai cel de la Voest-Linz laminează o cantitate importantă de table direct din lingouri (cca. 65% din producție).

CONCLUZII

Laminoarele moderne de tablă groasă de mare capacitate cuprind două caje reversibile amplasate în tandem. Caja finisoare este în toate cazurile de tip cvarto, iar caja degrosisoare poate fi de tip duo sau cvarto.

Laminoarele avînd caja degrosisoare cvarto asigură o productivitate mai ridicată în cazul laminării din brame (1 000 000 t/an față de 750 000 t/an la un sortiment mediu), un consum mai redus de oțel datorită reducerii șutajelor frontale și laterale și o calitate mai bună a tablelor datorită — în special — unei diferențe mai mici între grosimea la mijlocul și marginile tablelor.

Diferența de investiție dintre caja degrosisoare cvarto și duo reprezintă mai puțin de 2% din

investiţia totală a laminorului, fiind compensată cu prisosinţă prin mărirea capacităţii de producţie şi prin reducerea consumului de oţel.

LA CONSTRUCTION DES CAGES DÉGROSSISSEUSES DES LAMINOIRS À TÔLES FORTES À DEUX CAGES REVERSIBLES EN TANDEM

La cage dégrossisseuse de laminoirs à tôles fortes avec deux cages reversibles peut être de construction duo ou quarto. Les laminoirs à cages dégrossisseuses quarto ont une capacité de production plus élevée (aprox. 1.000.000 t/an en rapport de 750.000 t/an pour un assortiment moyen), une mise au mille plus réduite et la qualité des tôles est supérieure.

La différence d'investissement entre une cage quarto et une cage duo est moins de 2% de l'investissement total pour le laminoir et est largement compensée par l'augmentation de la capacité de production et par la reduction de la mise au mille.

ROUGHING STAND TYPES FOR PLATE MILLS WITH TWO REVERSING STANDS

The roughing stand of modern plate mills with two reversing stands can be two-high or four-high. The plate mills with four-high roughing stands have a larger output when rolling plates from slabs (about 1.000.000 t/year and 750.000 t/year respectively, for an average product mix), a higher yield and ensure better plate quality.

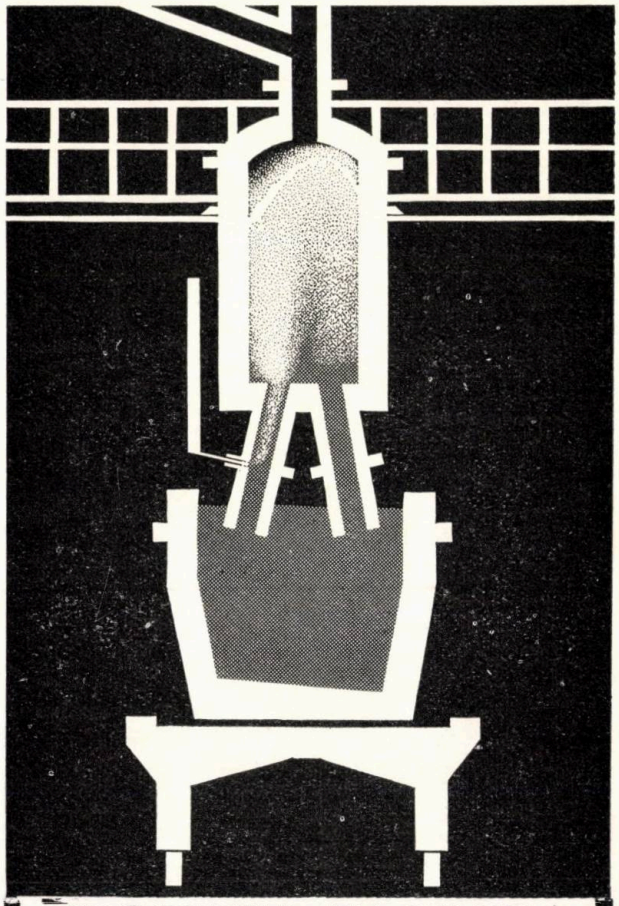
The cost difference between the four-high and the two-high stand represents less than 2% of the mill capital investiment being more than offset by the increase of the output and yield.

BIBLIOGRAFIE

[1] Adrian M. *Laminarea la cald a tablelor şi a benzilor.* Bucureşti, Editura tehnică, 1963.

[2] Dowding M. F., Sturdy C. şi Thomas A. A. *The modern plate mill.* Journal of the Iron and Steel Institute, aprilie, 1960.

[3] Larke E. C. *The rolling of strip, sheet and plate.* Chapman and Hall Ltd., Londra, 1957.



PROCEDEUL RH PENTRU DEGAZEIFICAREA OŢELULUI

cu ajutorul pompelor de vid cu jet de abur, avînd cea mai ridicată capacitate de aspirare.

Procedeu RH de recirculare cu caracteristici deosebite: formarea picăturilor cu suprafaţă mare de reacţie şi menţinere avantajoasă în vid. Prin viteza mare de curgere şi turbulenţa provocată se formează, în bune condiţii, nuclee gazoase de reacţie. Vid avansat constant, sub 0,5 mm Hg. Aliere precisă şi tratament fără zgură sub vid. Pierderi reduse de temperatură prin încălzire specială.

Procedeu RH de degazeificare prin recirculare în cuptor în vederea tratamentului sub vid a şarjei în cuptor.

Procedeu special, bazat pe experienţa cîştigată cu mai mult de 40 instalaţii Messo pentru degazeificarea oţelului.

MESSO

STANDARD-MESSO DUISBURG

GESELLSCHAFT FÜR CHEMIETECHNIK M.B.H. & CO.

41 Duisburg · Düsseldorfer Straße 29 · West-Deutschland

Publicom

Compoziţia şi structura smoalelor de cocserie

Ing. EMILIA CORCIOVEI
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 662.749.4 : 662.749.2

Compoziţia şi structura smoalei obţinute din distilarea gudronului rezultat la cocsificare au fost studiate mai ales din punct de vedere al utilizării la fabricarea produselor cărbunoase. Aceasta, întrucît smoala are capacitatea de a da, în procesul de coacere-cocsificare, un reziduu de cocs rezistent care leagă între ele granulele componenţilor şarjei, printr-un proces tipic de „cementare", determinînd în bună parte însuşirile mecanice şi electrice ale produselor cărbunoase.

Structura smoalei, din punct de vedere fizic, nu este lămurită decît numai prin unele presupuneri şi vagi indicaţii.

O serie de cercetători au propus să se considere smoala ca un lichid subrăcit, ale cărui însuşiri s-ar putea explica fără ajutorul teoriei coloizilor [1].

În schimb, alţii consideră smoala ca reprezentînd în ansamblu un sistem coloidal cu compuşi fin dispersaţi, parţial greu solubili sau insolubili în solvenţi [1], [2].

Compoziţia chimică a smoalei este şi ea mult discutată, numărul şi complexitatea formaţiilor chimice fiind considerabil de mare (se presupune că acest număr este de ordinul 10 000).

S-au izolat totuşi din smoală compuşi pînă la o greutate moleculară de circa 330 şi s-au elaborat propuneri asupra constituţiei presupuse a elementelor care o compun [1].

Discutîndu-se compoziţia chimică a smoalei [3], rezultatele scot în evidenţă complexitatea ei şi indică faptul că aceasta conţine un număr larg de compuşi individuali de un tip particular, şi anume : hidrocarburi aromatice polinucleare mari. Pentru verificarea experimentală a caracterului polimeric al smoalei de gudron, alţi autori [4] studiază o serie de smoale, precum şi extractele lor piridinice şi benzenice care au fost supuse cercetării prin absorbţia luminii, prin cromatografie de gaze, prin determinarea masei moleculare şi prin analiză elementară. S-a arătat că numărul de nuclee aromatice în „molecula medie" este mereu superior celui din sistemele aromatice condensate, normale („monomerice"), sugerînd că cel puţin o parte din molecule trebuie să fi rezultat prin legarea între ele a sistemelor aromatice condensate mai mici.

Studiul rezonanţei magnetice nucleare a extractelor de smoală în sulfură de carbon [5] a arătat că smoala este compusă mai cu seamă din nuclee condensate linear, 2 — 6% din atomii de carbon fiind prezenţi sub formă de substituenţi în special în grupe metilice. Greutatea moleculară a circa 400 compuşi indică existenţa în alcătuirea lor a 7 —8 nuclee aromatice.

Alte studii [6] arată că „răşinile" din smoală se formează din inele benzenice, care se unesc cu formare de sisteme multiciclice, între care se intercalează catene saturate care conţin şi atomi de carbon cuaternar.

După cum rezultă din literatură, acest capitol este deosebit de vast şi lasă cîmp deschis cercetărilor şi interpretărilor viitoare.

Puterea de legare este principala însuşire a smoalei ca liant pentru electrozi şi ea depinde mai ales de conţinutul acesteia într-un anumit tip de răşini. În această problemă au existat şi există o serie întreagă de păreri, dintre care se desprind în principal două, care la prima vedere par diametral opuse.

Astfel, după Krämer [7] şi Hooker [8] smoala se compune din 60% asfaltene şi substanţe nesaturate şi 40% maltene şi substanţe insolubile în solvenţi (carbon liber).

Asfaltenele sînt substanţele care, datorită conţinutului ridicat în reziduu cocsificabil (pînă la 65%), reprezintă elementul activ al smoalei în procesul de legare. Maltenele, cu reziduul lor redus de cocsificare, ar reprezenta diluanţi ai asfaltenelor — fondanţi — care ar micşora punctul de înmuiere şi viscozitatea acestora. Carbonul liber nu are, după părerea acestor autori, influenţă directă în procesul de legare, însă

influențează stabilitatea electrozilor în procesul de coacere și umple golurile între granule, goluri care rămîn în urma degajării volatilelor smoalei în procesul de cocsificare. Un conținut ridicat de carbon liber este considerat dăunător calității smoalei. În sprijinul acestei teorii s-au executat încercări [8] de izolare a celor două fracțiuni și s-au executat obiecte presate folosind ca liant fiecare fracțiune în parte. Fracțiunea asfaltenică a smoalei s-a arătat a produce cele mai bune obiecte presate, în timp ce fracțiunea carbonică (insolubilă) s-a dovedit că în mod practic nu are acțiune liantă.

În sprijinul celei de-a doua direcții de cercetare stau lucrările lui Mallison [1], [9] ale căror concluzii au fost adoptate de către unele țări și firme producătoare de electrozi [9], [10]. Se pare că în momentul de față aceste lucrări stau la baza principiilor de caracterizare ale puterii de legare a smoalei și la baza cercetărilor care se întreprind în continuare pentru adîncirea și elucidarea completă a problemei. Pentru a nu da naștere la confuzii, se vor folosi în expunere, pentru această linie de interpretare a compoziției smoalei, doar denumirile adoptate de firma Pechiney.

Mallison a propus un sistem de extracție fracționată care separă smoala în șase fracțiuni, prin folosirea ca solvenți a uleiului de antracen, benzen, piridină, metanol și amestec de metanol cu apă sau cu amoniac. Aceste șase fracțiuni au fost grupate în trei grupe principale, după cum urmează :

I. Rășinile* macromoleculare cu greutate moleculară mai mare de 2 000 (alfa), denumite și carbon liber, sînt insolubile în uleiul de antracen și în alți solvenți obișnuiți și conțin particule de carbon elementar și o mare parte de substanțe anorganice. Rolul lor în liantul pentru electrozi este acela al unui component de completare, întrucît ele au doar tendința de a mări valoarea indicelui de cocs și greutatea specifică a smoalei, dar nu intervin în puterea de aglomerare a smoalei. Totuși, s-a făcut și aici presupunerea (1959) că aceste rășini ar furniza baza cocsului provenit din restul materialului liant. Rășinile poate că măresc rezistența la presiune a electrozilor copți dar, dacă participarea lor este prea mare în smoală, împiedică curgerea liantului și umplerea golurilor dintre particulele granulelor materialului solid. Dacă, pe de altă parte, conținutul în rășini alfa este foarte scăzut (unii autori cer valori sub 30 %, Péchiney admite maximum 10 %) scurgerea liantului între particulele de material solid este foarte ușoară, iar liantul tinde să se scurgă în cuvă la electrozii Söderberg.

II. Rășinile cu greutate moleculară medie de circa 1 000 (beta) se găsesc în smoală sub formă de soluție coloidală și sînt solubile în uleiul antracenic, dar insolubile în benzen. Ele posedă o foarte mare putere de legare, iar conținutul lor este bine să fie cît mai mare (peste 20 %).

III. Rășinile cu greutate moleculară joasă, de circa 400 (gama) sînt compuse din : uleiuri ușoare, medii, grele și antracenic, hidrocarburi derivate de la antracen și piridină, derivați de fenol etc. Sînt solubile în benzen și posedă o putere de legare ridicată, dar mai slabă decît a rășinilor beta. Ele sprijină împînzirea granulelor de material solid prin liant și au un rol de „chituire". Conținutul lor, în smoală, este de 63 — 73 %.

Uleiurile cu greutate moleculară de 250 —350, care de obicei sînt incluse în grupa rășinilor gama, conferă liantului capacitatea de a curge în timpul executării amestecului de pastă și scad punctul de înmuiere al smoalei.

Rășinile beta și gama pot fi divizate la rîndul lor în părți insolubile și solubile în piridină ($\beta_1 + \beta_2$), respectiv părți insolubile în acetonă și metanol amoniacal ($\gamma_1 + \gamma_2$). Totuși, această diviziune nu a permis pînă în prezent o caracterizare mai bună a smoalelor, aceste determinări fiind folosite numai la studii speciale asupra smoalelor.

Comparînd punctele comune ale celor două direcții de cercetare și admițînd ca bază cele propuse de Mallison și adoptate de firma Péchiney, se nasc două alternative după raționamentul :

1. Asfaltene + maltene (substanțe solubile)	(includ rășinile solubile beta și gama)
+	
carbon liber (substanțe insolubile)	(includ rășinile insolubile alfa)

În acest caz, teoriile sînt identice.

Plecînd de la denumirea uzuală și improprie de „carbon liber" care indică substanțele insolubile în benzen sau toluen, apare alternativa :

2. Asfaltene + maltene	(includ doar rășinile solubile gama)
+	
„carbon liber"	(includ doar rășinile alfa și beta)

În acest caz, teoriile nu se exclud total, avînd ca punct comun existența rășinilor gama cantitativ și rolul lor important în procesul de liere și cocsificare.

* In materialele care folosesc drept sursă principală lucrările lui Mallison se întîlnește denumirea de „rășini" pentru componenți care la cărbuni (Fischer, Wheeler)poartă denumirea de „bitumene" și care nu corespund rășinilor din nomenclatura chimică românească.

Tabela 1

I. Grupe de compuşi [7], [8]

Denumire	CARBON LIBER + MALTENE,		ASFALTENE,
Cantitate	40 %		60 %
Definiţie	Substanţe insolubile	Hidrocarburi aromatice polinucleare condensate, $C_{2n}H_n$. Sînt substanţe cu conţinut mic de carbon, volatile; la încălzire dispar aproape complet. La temperaturi ridicate, carbonul cocsificabil ajunge la 21 %	Substanţe de felul hidrocarburilor C_nH_n (hidrocarburi aromatice)
Rol în procesul de legare	Inert ca liant, dar practica confirmă influenţa lui la amelioarea stabilităţii electrozilor în procesul de coacere. Umple golurile la coacere	Fondant — coboară punctul de înmuiere al asfaltenelor	Activ, carbonul cocsificabil este de 65 %: cantitatea de carbon cocsificabil din asfaltene creşte cu creşterea temperaturii de cocsificare

II. Răşini [1], [9]

Denumire	ALFA	BETA	GAMA + ULEIURI
Cantitate	sub 10 %	peste 20 %	63—73 %,
Definiţie	Produşi cu greutate moleculară mare, +2000, cu conţinut ridicat de oxigen şi sulf, insolubile în solvenţi, insolubile în uleiul antracenic, conţin şi carbon elementar	Produşi cu greutate moleculară cca. 1000, hidrocarburi ce se găsesc în smoală sub formă de soluţie coloidală. Solubile în uleiul antracenic, insolubile în benzen	Sînt compuse din: uleiuri uşoare, mijlocii şi grele, ulei antracenic, hidrocarburi derivate de la antracen şi piridină, derivaţi de fenol. Greutate moleculară 400, iar la uleiuri 250—350
Rol în procesul de legare	Inert-participă doar la ridicarea carbonului fix total	Foarte activ	Activ, dar valoare scăzută a carbonului fix

În consecinţă alcătuirea smoalei poate fi schematizată ca în figura 1 (*I* — după Krämer; *II* — după Mallison) şi în tabela 1.

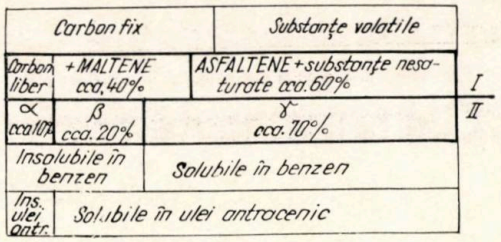


Fig. 1

Răşinile alfa, indiferent dacă prezintă sau nu valori mari pentru carbonul fix, au în mod sigur putere mică de lipire.

Răşinile beta prezintă atît însuşiri bune de cocsificare, cît şi însuşiri bune de legare.

Răşinile gama prezintă putere de lipire bună, dar au o valoare scăzută a carbonului fix (indicelui de cocs).

Faţă de aceste observaţii, se admite că studiul răşinilor din smoală poate să dea informaţii cu privire la comportarea ulterioară a electrozilor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Thomas B. E. A. *Elektrodenpech.* Bitum — Teere — — Asphalte — Peche und verwandte stoffe, nr. 7, 1961.

[2] Medricky Z. şi Krupicka K. *Smola jako surovina pro koks ktery se poziva pro vyrobu electrodu.* Paliva, nr. 10, 1957, p. 15—18.

[3] Hooker J. R. *Pitch binders for graphite.* U. S. Atomic Energy Commission, Divn. techn. Inform. Rep. GA — 3985 (7 martie 1963).

[4] De Ruiter E. *Experimentelle Beweise für den Polymer-Charakter von Steinkohlenteerpech.* Erdöl Kohle — — Erdgas Petrochem, nr. 18, 1965, p. 625—629.

[5] * * * *Structure of pitch.* Nachr. Chem. nr. 10, 21 dec. 1962, p. 381 (ref. în Fuel Abstracts, martie 1962).

[6] Karr C. şi Combierati. *Structure determination of resins from pitch low-temperatur tar bey combined pyrolysis and gas — liquid chromatography.* Fuel, 42 (3), 1963, p .211—218.

[7] Eliscu I. *Despre tehnologia electrozilor de cărbune într-o uzină sovietică.* Revista de Chimie, nr. 5, 1955, p. 222—228.

[8] Hooker J. R., Norman R. E. şi Goeddel W. V. *Chemical studies of pitch binders for graphite.* Sixth Biennial Conf. on Carbon Pittsburgh Pap. 70 (17—21 iunie 1963).

[9] Stanko S. *Brais, Cokes, Elektrodes.* Rapport LRF 48, Cie Péchiney, 1964.

[10] Ognev R. K. şi Ter-Pogosian E. D. *Ispolzovanie peka Zaporojskovo koksohimiceskovo zavoda v elektrodnoi promîşlenosti.* Koks i Himia, nr. 5, 1963, p. 52—54.

Calitatea ţaglelor – factor determinant al calităţii ţevilor laminate

Ing. I. PENŢA
Uzina de construcţii metalice şi maşini agricole – Bocşa Română

CZ 669.14–412 : 621.774.35

Prin ţagle corespunzătoare calitativ, pentru laminarea ţevilor, se înţeleg acelea care îndeplinesc condiţiile de calitate impuse suprafeţei, macro- şi microstructurii şi dimensiunilor geometrice.

În cele ce urmează se vor trata cauzele, caracteristicile şi consecinţele defectelor lingourilor din care se laminează ţaglele pentru ţevi, asupra calităţii ţevilor laminate la cald, fără sudură.

Avînd în vedere complexitatea procesului de deformare plastică, la perforarea ţaglelor, precum şi la laminarea ulterioară pe agregatele duo (netezitor şi calibror), defecte insensibile ale ţaglelor apar amplificate de cîteva ori sau chiar de zeci de ori pe ţeava finită.

De aici rezultă şi concluzia că oţelul pentru ţagle - ţevi trebuie elaborat, turnat şi laminat în ţagle cu mult mai mare atenţie şi îngrijire decît oţelul calmat pentru laminarea profilelor pline.

Suflurile marginale deschise ale lingoului. Se cunoaşte că suflurile marginale se găsesc în zona globulitică a lingoului şi sînt formate din gazele produse de reacţia dintre oţelul lichid (sub formă de stropi oxidaţi) şi impurităţile de pe pereţii lingotierei, sau datorită gazelor rămase în cavităţile de pe suprafeţele intericare ale lingotierei.

Suflurile astfel formate au dimensiuni relativ mici şi sînt amplasate pe suprafaţa lingoului, avînd prin urmare suprafeţele oxidate, deci nesudabile la cald.

Prin laminarea lingoului în ţagle-ţevi, suflurile marginale se aplatisează, fără a se suda la cald, defectul transmiţîndu-se astfel eboşei la perforare şi în continuare ţevii finite, sub formă de solzi pe exteriorul ţevii.

Alura acestui gen de defecte este elicoidală, avînd pasul cu mult mai mare decît al elicei imprimate de brîurile cilindrilor perforatori în draft. Unghiul elicei, descris de defectul amintit, corespunde unghiului de răsucire a eboşei, ca urmare a variaţiei vitezelor periferice ale cilindrilor, cunoscînd că aceştia au formă bitronconică [1].

În cazul tehnologiei de perforare cu două perforatoare în fluxul tehnologic (cazul Uzinei de ţevi din Roman) direcţia de orientare a defectelor de suprafaţă amintite se modifică apreciabil, prin mărirea unghiului elicei, ca urmare a faptului că cilindrii perforatorului al doilea se rotesc în sens invers cilindrilor primului perforator.

La analiza metalografică a defectului provenit din sufluri marginale deschise se observă apariţia decarburării pe marginea suflurilor deformate plastic, caracteristică ce însoţeşte întotdeauna acest tip de defect şi ajută la diferenţierea lui faţă de fisurile asemănătoare provenite din alte cauze.

În figura 1 este prezentat capătul unui solz provenit dintr-o suflură marginală (atacat cu 1% HNO_3).

Prin laminare la agregatul duo, grosimea solzilor nu se reduce în aceeaşi măsură cu reducerea peretelui eboşei, deoarece solzii se răcesc repede şi devin nedeformabili. Astfel, grosimea lor de foarte multe ori este apreciabilă şi prin imprimare în peretele ţevii reduc grosimea acestuia în locul respectiv, declasînd sau rebutînd ţeava.

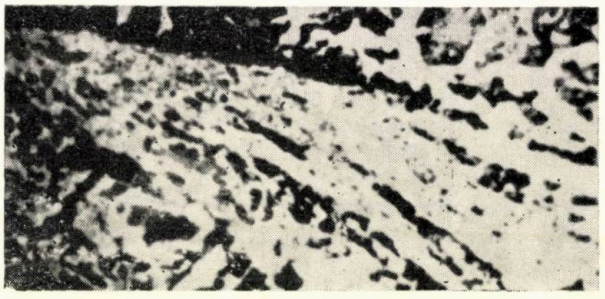


Fig. 1

În figura 2 este prezentat, în secţiune transversală, un solz provenit din sufluri marginale. Se observă amprenta lăsată de acest solz pe peretele ţevii.

Alte ori, suflurile marginale sînt amorse de fisuri superficiale sau adînci pe corpul ţevii, aşa cum se observă în figura 3. Cînd asemenea defecte nu sînt detectate în timpul fabricaţiei, ele au consecinţe grave în exploatarea ţevi-

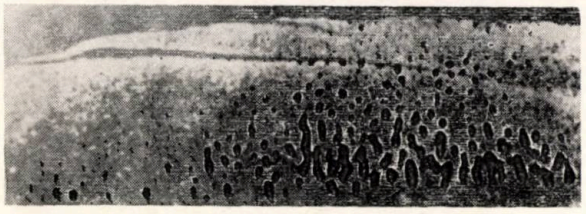


Fig. 2

lor. În cazul în care defectele sînt observate cu ochiul liber la control, ele se remaniază prin polisare manuală, consumînd cu mult mai multă manoperă decît în cazul reparării defectelor pe ţagle la furnizor. De reţinut că repararea defectelor pe ţagle se face cu dălţi pneumatice, operaţie care la remanierea ţevilor nu este admisă de standarde, acestea permiţînd numai remanierea prin polizare. Pe de altă parte, îndepărtarea defectelor de pe ţeavă scoate ţeava din toleranţele pentru perete, care astfel se declasează sau generează capete care măresc considerabil consumul de material.

Sînt cazuri frecvente cînd, prin ruperea unor porţiuni din solzii mari şi prin aşezarea acestor rupturi pe suprafaţa exterioară a ţevii în timpul operaţiei de laminare la duo, acestea se imprimă în peretele ţevii, producînd defecte iremediabile, care trebuie decupate prin retezarea ţevii la locul defectului. Rezultă astfel un şutaj exagerat sau capete de ţevi sub lungimi comerciale, afectînd consumul de metal.

În figura 4 este prezentat un capăt de ţeavă retezat, pentru a îndepărta un defect de genul celui descris mai sus.

Aceste defecte nu au o anumită orientare ci sînt răzleţe ; locul lor este în funcţie de amplasarea capătului de solz rupt şi presat de cilindrul laminorului duo pe exteriorul ţevii.

Fig. 3

Din cele prezentate rezultă necesitatea respectării cu stricteţe a instrucţiunilor tehnologice cu privire la elaborarea şi turnarea oţelului pentru ţagle-ţevi, în lingotiere bine uscate, curăţate de rugină şi respectarea celorlalte condiţii care evită apariţia suflurilor marginale.

Curăţarea ţaglelor de sufluri marginale trebuie făcută cu cea mai mare atenţie.

În ţările industriale din occident, pentru detectarea suflurilor marginale pe ţaglele destinate ţevilor pretenţioase, se practică decaparea ţaglelor. Asemenea practică este complet justificată şi în ţara noastră pentru ţaglele de burlane de foraj, prăjini grele şi conducte magistrale.

Coroana exterioară de sufluri primare. Asemenea defecte apar la oţelul calmat, în cazul în care dezoxidarea nu s-a făcut corespunzător. La oţelul calmat, fierberea oţelului în lingotieră este practic inexistentă. Lipsind fierberea în lingotieră, care să purifice oţelul de gaze şi de alte impurităţi, bulele de gaz care se formează la contactul dintre faza solidă şi cea lichidă, începînd din momentul solidificării crustei, rămîn prinse pe pereţii crustei şi, crescînd o dată cu grosimea acesteia, formează aşa-zisele sufluri primare (coroana exterioară de sufluri primare) [2]. Aceste sufluri au formă alungită transversal şi sînt amplasate, de regulă, spre piciorul lingoului.

Ţaglele rezultate din lingouri cu sufluri primare se comportă diferit la perforare, în funcţie de adîncimea la care se găsesc acestea.

Dacă adîncimea la care se găsesc aceste sufluri este apreciabilă, nerupîndu-se la perforare, ele se vor suda la cald, deoarece presiunile la perforare în zona de deformare sînt puternice.

În cazul în care suflurile primare se găsesc la adîncime mică, crusta care le acoperă se

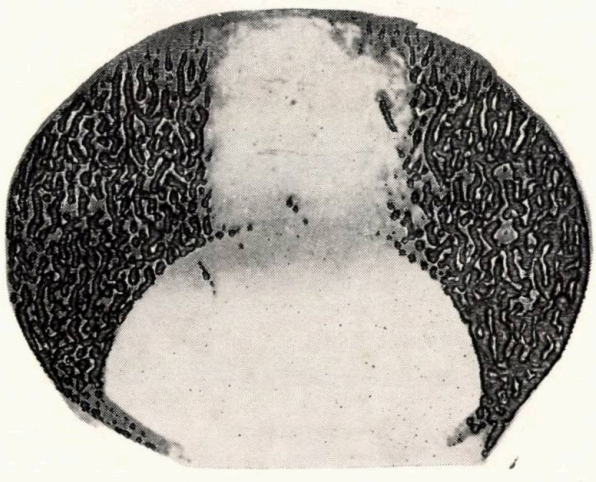


Fig. 4

va rupe la bluming, la laminorul de ţagle, sau la perforator, generînd astfel, pe produsul tubular, defecte ca : exfolieri, ruperi sau crăpături asemănătoare cu cele provenite din

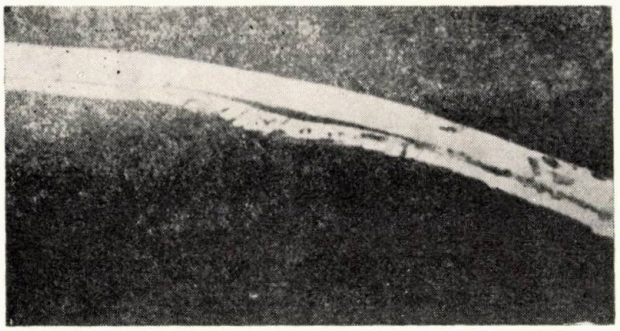
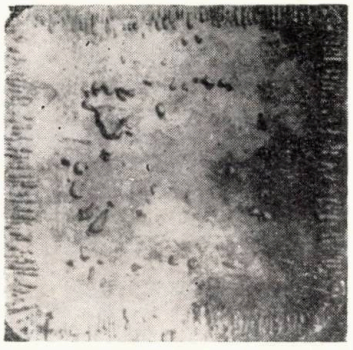


Fig. 5

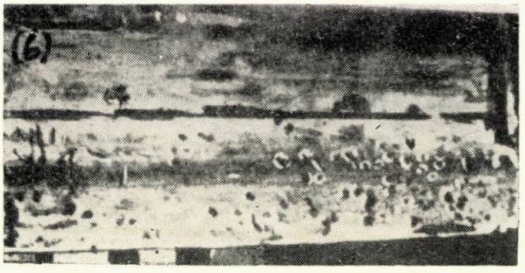
suflurile marginale, dar de dimensiuni mai mari, ducînd de regulă la rebutarea ţevilor în cauză.

În cazul perforării cu un singur perforator, nu întotdeauna suflurile primare se pot suda şi, în acest caz, ţeava rezultată poate prezenta aspectul „perete dublu" — defect iremediabil şi foarte greu de detectat.

În figura 5 este prezentat, în secţiune transversală, peretele unei ţevi cu defect pronunţat, provenit din sufluri primare nesudate la perforare. În figurile 6, *a* şi *b* sînt prezentate aspectul macroscopic şi distribuirea suflurilor într-un lingou de oţel carbon, în secţiune transversală şi longitudinală [3].



a



b

Fig. 6

În figura 7 este redat aspectul microscopic al unei sufluri primare nesudate după deformarea plastică (× 100) [3].

În timpul deformării plastice la perforare, suflurile se sudează mult mai greu decît microretasurile; din această cauză se va lucra, la perforare (în special la perforarea a II-a), cu presiuni cît mai mari şi la temperatură maximă admisă.

Măsuri asemănătoare trebuie luate şi la laminarea ţaglelor.

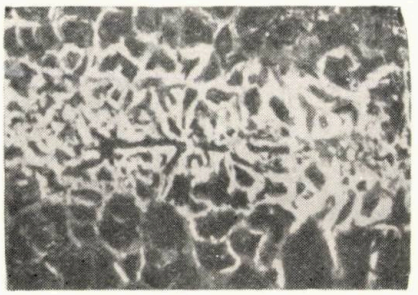


Fig. 7

În concluzie, pentru evitarea obţinerii lingourilor destinate ţaglelor-ţevi cu sufluri primare, trebuie respectate, printre altele, următoarele condiţii:

— turnarea oţelului în lingotieră să se facă atît de repede, încît pe o treime din înălţimea lingotierei oţelul să urce fără să aibă pe suprafaţa orizontală nici un fel de pojghiţă solidificată, iar în restul de două treimi din înălţime pojghiţa să nu acopere întreaga suprafaţă, ci să rămînă la o distanţă de 15—25 mm de pereţii lingotierei;

— viteza de turnare să fie cu atît mai mare cu cît lingotiera este mai îngustă;

— temperatura de turnare pentru lingouri din OLT 35 şi OLT 45 să fie de 1 490 — 1 520°C.

Indicaţiile de mai sus sînt valabile cu condiţia realizării unui coeficient de liniştire (calmare) superior celui minim admis (K_{min} = Mn + + 5,2 Si + 90 Al).

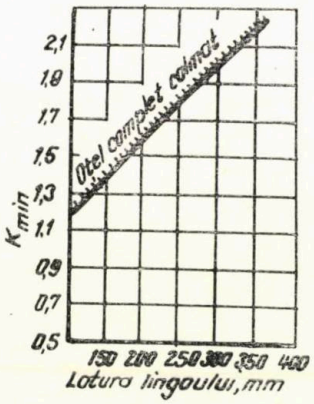


Fig. 8

În figura 8 este prezentată variaţia coeficientului minim de calmare în funcţie de latura lingoului (K_{min} = Mn + 5,2 Si + 90 Al).

Cînd oţelul are K sub K_{min}, lingourile respective au retasură incomplet formată şi sufluri primare în partea superioară.

Adîncimea la care se găseşte coroana exterioară de sufluri se determină prin dăltuire transversală, la distanţa de 350 mm de la piciorul lingoului.

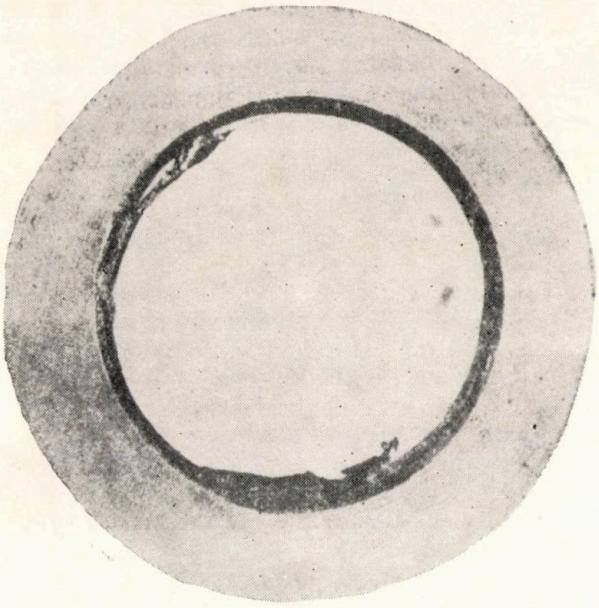


Fig. 9

Dacă se priveşte lingoul cald, în timpul răcirii lui se va observa că se înnegreşte pe înălţimea coroanei de sufluri cu atît mai repede, cu cît suflurile respective sînt mai la suprafaţă. Aceasta se explică prin faptul că suflurile izolează crusta lingoului de restul acestuia.

Coroana interioară de sufluri secundare. Spre deosebire de suflurile primare, suflurile secundare apar în zona centrală a lingoului. Asemenea defecte de turnare apar în special la lingourile din oţel necalmat, cînd fierberea în lingotieră este slabă şi degajarea de gaze în exterior încetează, ca urmare a acoperirii capului lingoului cu capac.

Bulele mici de gaze din centrul lingoului se redizolvă în oţelul lichid, iar bulele mari rămîn prinse pe pereţii solidificaţi, formînd astfel coroana interioară de sufluri secundare. Acest fenomen se manifestă prin „creşterea capului lingoului" [2].

Asemenea sufluri apar însă şi la lingourile din oţel calmat pentru ţagle-ţevi cînd dezoxidarea nu este suficient de avansată, ceea ce duce la lingouri incompacte [4].

Ţevile produse din ţagle cu sufluri secundare centrale au suprafaţa interioară necorespunzătoare. Defectele de acest gen sînt cu atît mai grave, cu cît observarea lor, în timpul controlului, este mai anevoioasă, iar remedierea acestora, practic imposibilă.

Avînd în vedere procesul complex care stă la baza formării cavităţii în interiorul ţaglei, în faţa vîrfului dopului perforator, rezultă că, oricare ar fi explicaţia formării cavităţii în axa ţaglei în faţa vîrfului dopului, suflurile centrale favorizează formarea acestei cavităţi cu mult în faţa vîrfului dopului, rupturile rezultate în aceste condiţii se oxidează puternic. În această situaţie sudarea este exclusă şi, în consecinţă, apariţia suprapunerilor şi a fisurilor, pe suprafaţa interioară a ţevilor, este inevitabilă.

Ţevile cu asemenea defecte au durata de lucru redusă, datorită corodării chimice sau electrochimice, şi sînt contraindicate pentru transportul fluidelor murdare sau explozibile.

În figura 9 este prezentată, în secţiune, o ţeavă cu exfolieri datorită suflurilor secundare centrale.

În figura 10 este prezentată o secţiune longitudinală a unei ţagle oprite în timpul perforării la un perforator Mannesmann, în care se observă formarea cavităţii cu mult înaintea vîrfului dopului perforator, ca urmare a rezistenţei reduse a materialului în zona centrală a ţaglei, datorită suflurilor secundare centrale.

Suprapunerile de pe suprafaţa ţaglelor sînt provocate, printre alte cauze, de către fisurile muchiilor lingoului. Defectele care apar pe eboşe, ca urmare a acestui defect al lingourilor, au, de asemenea, alură elicoidală, ca şi în cazul suflurilor, cu deosebirea că sînt de o adîncime mai mare şi de regulă nu apar izolate ci în grupuri de patru (lingourile avînd patru muchii), orientate în secţiune transversală la 90° unul faţă de altul.

La analiza metalografică asemenea defecte prezintă incluziuni de sufluri şi licuaţii reţinute

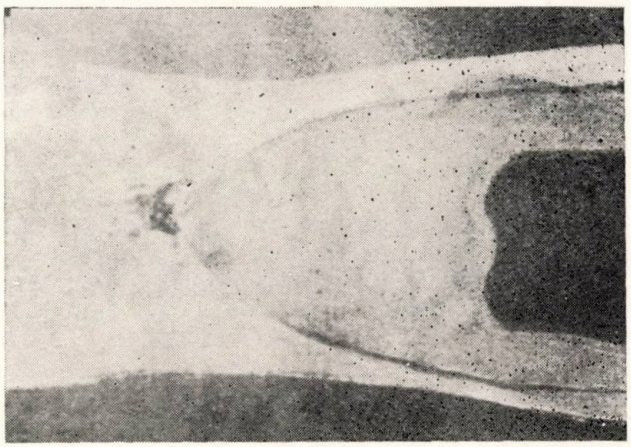


Fig. 10

la suprafaţa de segregare a zonelor de contact cu cristalele columnare din muchia lingoului.

În figura 11 este redat aspectul macroscopic în secţiune transversală al unei ţagle cu diametrul de 180 mm, care prezintă fisuri provenite din fisurile muchiilor lingoului.

Defecte de aproximativ aceeaşi formă se obţin şi în cazul în care lingourile sînt turnate din oţel prea fierbinte sau cu viteze prea mari, care crapă uşor la primele treceri în bluming, unde se lucrează cu presiuni mari. Explicaţia

Fig. 11

apariţiei acestor defecte constă în faptul că zona globulitică este prea subţire, iar zona dendritică este întinsă.

Sudurile reci la turnarea lingourilor. Aceste defecte sînt cunoscute în practica siderurgică sub denumirea de înfăşurări şi apar la turnarea prea rece în sifon, cînd pe suprafaţa oţelului care urcă în lingotieră se formează o pojghiţă solidă. Pojghiţa aderă la pereţii lingotierei, fiind înglobată în oţel, sudîndu-se de acesta fără a se topi complet. Fenomenul se poate repeta şi lingoul, în asemenea cazuri, va avea suprafaţa stratificată.

Asemenea defecte se întîlnesc, de obicei, la oţelurile vîscoase la care reducerea vitezei de turnare, datorită strangulării orificiului oalei de turnare, este mai frecventă.

Defectele de acest gen ale lingourilor pot fi superficiale sau adînci iar oţelul, în zona defectului, este murdar şi cu sufluri cauzate de oxizii formaţi în contact cu aerul, înaintea înglobării crustei în oţelul lichid prin sudare la rece.

Transmis ţaglei, acest defect provoacă, de regulă, deranjamente serioase în fluxul tehnologic, deoarece poate da naştere la spargerea sau la ruperea eboşei în timpul perforării.

Alura unui asemenea defect pe eboşă are formă de fisuri adînci, neregulate, prezentîndu-se sub aceeaşi formă şi pe ţeava finită (fig. 12).

Asemenea defecte grosolane pot provoca şi avarii serioase de utilaj, în special la agregatul duo, cînd rupturi din defecte se înterpun între brîurile cilindrilor laminorului duo sau ale calibrorului, producînd ruperea cilindrilor.

Incluziunile micro- şi macroscopice grupate creează defecte frecvente pe corpul ţevii, la exterior şi în interior. Oţelurile pentru ţagle-ţevi fiind calmate, sînt predispuse a fi mai murdare decît cele necalmate, dacă elaborarea nu se face în condiţii perfecte de curăţenie (conducere corectă a zgurei, respectarea regulilor de dezoxidare), lucrîndu-se cu zgură bazică şi oxidantă, pentru defosforare, apoi cu zgură bazică săracă în FeO, pentru desulfurare ; zgura trebuie să fie astfel condusă încît înaintea dezoxidării conţinutul de Mn al băii de oţel să fie în creştere.

Trebuie, de asemenea, evitată practica dezoxidării cu FeMn în oala de turnare, care duce la oţel vîscos şi cu multe incluziuni datorită oxidului MnO.

Condiţia turnării cît mai fierbinţi la oţelurile pentru ţagle-ţevi este obligatorie (bineînţeles ţinînd seamă de limita pe care o permit celelalte defecte, cum sînt : crăpăturile la cald, retasurile, transcristalizarea, al căror pericol creşte cu temperatura de turnare).

Fluiditatea oţelului în oală trebuie să fie cît mai mare, pentru a favoriza ridicarea la suprafaţă a incluziunilor dacă lingoul nu este prea lung.

Incluziunile rămase în oţel, după solidificare, se găsesc sub formă de pelicule submicroscopice, dispuse în jurul cristalelor, sau sînt de mărimi macroscopice, răspîndite în cristale (ca nuclee de cristalizare) şi printre cristale (ca incluziuni singulare sau grupate).

Dacă incluziunile au punct de topire prea scăzut, oţelul devine fragil la roşu şi se sparge la perforare, indiferent de natura incluziunilor (oxidică sau sulfidică).

Incluziunile nemetalice ca : produse ternare de dezoxidare ($MnO + SiO_2 + FeO$), zgură sau sulfuri, rămase în ţagle, sînt cu atît mai vătămătoare cu cît au o compoziţie mai nepotrivită şi cu cît sînt de dimensiuni mai mari şi mai grupate.

Incluziunile nemetalice oxidice pot avea caracter bazic sau acid. În cele oxidice-bazice predomină MnO şi se solidifică mai des cristalin, avînd un punct de topire definit ; incluziunile nemetalice oxidice-acide conţin, pe lîngă SiO_2, şi componente bazice şi se solidifică sub formă sticloasă, deci nu au un punct de topire ci un interval de înmuiere între limite mari de temperatură.

Toate incluziunile nemetalice oxidice (bazice sau acide) sînt neplastice la temperaturi sub

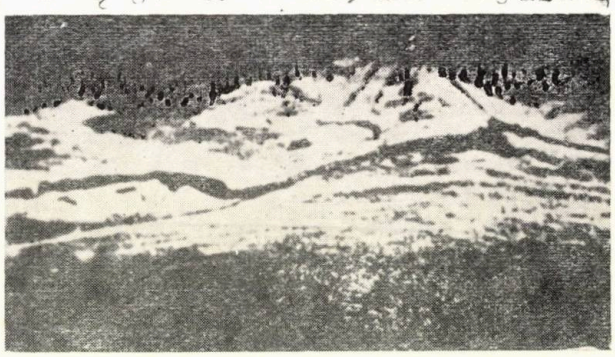


Fig. 12

900° C, ceea ce explică dece unele ţevi se fisurează la netezitoare şi în special la calibrorul la cald, unde temperaturile de prelucrare sînt practic sub 900° C.

În intervalul de temperaturi 900—1 100° C există o temperatură la care incluziunile oxidice-

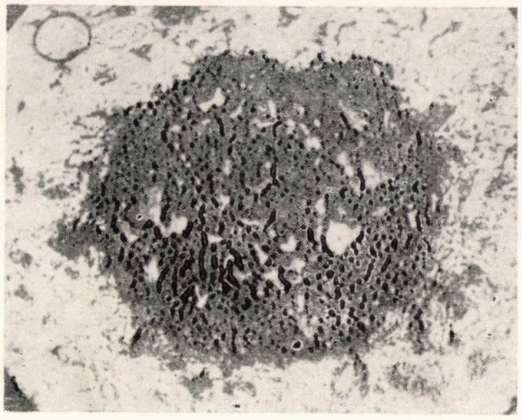


Fig. 13

acide încep să devină plastice ; rezultă că aceste incluziuni sînt plastice în tot domeniul temperaturilor de laminare, de la perforator la netezitor, ceea ce are drept consecinţă obţinerea de ţevi cu structură fibroasă şi cu benzi alungite, influenţînd puternic negativ valoarea rezilienţei transversale care, în cazul prăjinilor grele, este una dintre cele mai importante caracteristici impuse de standarde.

Din cele de mai sus rezultă că oţelul pentru prăjini grele trebuie elaborat numai în cuptoare bazice, în care caz rezilienţa transversală este superioară cu peste 30 % faţă de oţelul elaborat în cuptoare acide.

În intervalul de temperatură peste 1 100° C, toate incluziunile oxidice sînt suficient de plastice, neprezentînd pericol de sfărîmare (incluziunile sulfidice — care conţin FeS şi MnS sînt plastice la orice temperatură) rezultă că pericolul de fisurare din cauza incluziunilor începe, practic, la agregatul duo şi se termină la calibror.

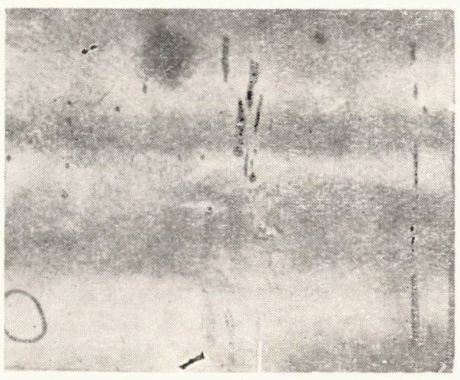


Fig. 14

Defectele care apar pe suprafaţa interioară a ţevilor, cauzate de incluziuni, au o alură neregulată şi adîncimi relativ mici iar în secţiune transversală sînt paralele cu suprafaţa interioară a ţevii şi sînt întrerupte prin ruperea materialului în timpul laminării.

În figura 13 este prezentată, în secţiune transversală, o ţaglă cu incluziuni nemetalice grupate (× 200), iar în figura 14 este prezentată o secţiune longitudinală printr-o ţaglă cu diametrul de 180 mm (OLT 45) în care se văd incluziuni oxidice-bazice (× 100).

În figura 15 este prezentată o secţiune transversală printr-o ţeavă cu diametrul de 219 mm, în care se observă defecte grave, generate de incluziuni nemetalice dispuse în şiruri lungi, şi aproape continue pe circumferinţa medie a ţevii.

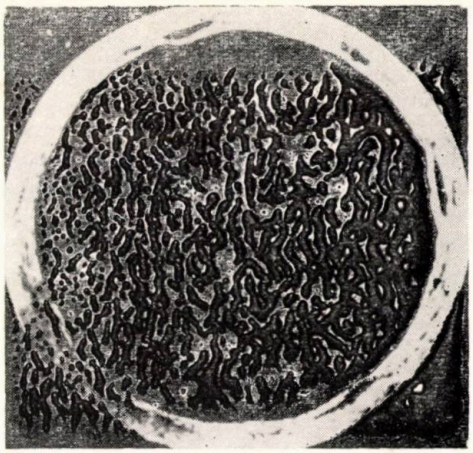


Fig. 15

În figura 16 este redată structura unui solz în secţiune transversală, format din aglomeraţii de incluziuni marginale dislocate.

Segregaţiile. Se cunoaşte că, la solidificarea lingoului, în primul rînd se depun cristalele bogate în elemente cu punct înalt de solidificare, iar ca urmare a acestui proces selectiv soluţia lichidă rămasă se îmbogăţeşte în elemente cu punct scăzut de solidificare (cum este cazul metaloizilor) şi este împinsă, spre centrul şi capul lingoului, de către cristalele în curs de dezvoltare. La oţelul necalmat, acest proces este ajutat şi de fierbere [2].

Între soluţia concentrată în impurităţi şi cristalele curate începe apoi un proces de

Fig. 16

omogenizare a compoziției. Acest proces este bazat pe fenomenul de difuziune și de formare de soluții solide.

Procesul de difuziune, care tinde să egalizeze compoziția cristalelor cu cea a lichidului, se petrece însă cu o viteză mai mică decît viteza cu care se produce separarea fazei solide de faza lichidă. Astfel, carbonul difuzează puternic, prin urmare microsegregarea lui dispare, în timp ce sulful și manganul difuzează foarte încet. Datorită acestei diferențe de viteze de difuziune și datorită faptului că, în același timp, pe scheletele de cristale curate se brodează cristale marginale mai impure decît primele, se creează o variație de compoziție chimică în interiorul fiecărui cristal, al cărui exterior este mai impur decît partea centrală.

Cu alte cuvinte, în masa cristalului există o variație de compoziție chimică pozitivă sau negativă, față de compoziția medie pe care o are oțelul în momentul turnării în lingotieră. Acest tip de segregație se numește microsegregație intracristalină a lingoului și se regăsește și în țaglele rezultate din lingoul respectiv.

O altă formă de microsegregare, care se produce simultan cu cea intracristalină, este microsegregarea intercristalină care apare prin solidificarea lichidului segregat între grupurile de cristale dendritice. Asemenea formă de segregare este ușor vizibilă în zona transcristalizată a lingoului, unde soluția mai impură se solidifică între dendritele lungi curate.

Compoziția medie a zonei de microsegregare intercristalină este aceeași cu compoziția oțelului lichid la turnare, în momentul turnării în lingotieră, și aproximativ aceeași cu cea a zonei globulitice formate prin răcire bruscă la periferia lingoului.

În afară de microsegregare are loc și segregarea macroscopică, adică o deviere de la compoziția medie a lingoului pe suprafețe mari.

Acest tip de segregare se datorește tot fenomenului de solidificare selectivă a lingoului, difuziunii în cristalele formate, ceea ce duce la concentrarea continuă a soluției lichide în elemente cu punct scăzut de solidificare.

Astfel, sulful difuzează foarte puțin (practic de loc) în cristalele solide, deci se concentrează în soluția lichidă, formînd FeS care la 985° C cristalizează sub formă de eutectic. Acest eutectic este fragil și ușor fuzibil. Eutecticul format este amplasat de obicei pe suprafețele cristalelor și determină fragilitatea oțelului în intervalul de temperaturi de 800 — 1 200° C (așa-numita fragilitate la roșu). În consecință, țaglele-țevi care au sulful depășit de cel maxim admis prin standarde nu pot fi transformate în țevi de calitate superioară.

Cele mai periculoase forme de segregații (chiar cu conținut mic de S) sînt cele care au forme de litere chinezești și care se formează prin coalescența eutecticului cu sulf împreună cu ferita masei de bază a oțelului (Feα), cînd compusul FeS se izolează în jurul cristalelor, avînd alura amintită (litere chinezești). În această formă, incluziunile de sulf se rup la perforare prin topire la temperatura de 1 200° C. Incluziunile sferice de FeS sub formă dispersată sînt mai puțin dăunătoare.

Fosforul, spre deosebire de sulf, formează soluție solidă cu fierul, dizolvîndu-se în ferită prin difuzare în cristale, însă difuzarea este slabă, deci și el se aglomerează în mare măsură în soluția lichidă.

În concluzie, segregarea macroscopică este o deviere de la compoziția chimică medie a lingoului.

Avînd în vedere că procesul de solidificare progresează de la marginile lingoului, respectiv piciorul lingoului, spre interior, rezultă că segregarea macroscopică se produce în special în zona centrală a lingoului și spre capul acestuia.

Rezultă că țaglele-țevi care prezintă segregații macroscopice mai pronunțate sînt cele care provin din capul lingoului.

Din cele prezentate se desprind cîteva concluzii practice importante, și anume :

— Cu cît lingourile din care se laminează țaglele-țevi sînt mai mari, cu atît gradientul termic în direcția centrului lingoului este mai mic, ceea ce corespunde formării și sedimentării cristalelor libere în timp mai îndelungat, favorizînd o deplasare mai importantă a lichidului impur spre centrul și capul lingoului. În consecință, gradul de segregare la centru și spre capul lingoului crește cu mărimea lingoului, deci și calitatea suprafeței interioare a țevilor provenite din țagle laminate din lingouri mari este inferioară calității suprafeței țevilor provenite din lingouri mai mici.

— Este necesară (deși greu de realizat în depozitele fabricilor de țevi) sortarea țaglelor provenite din lingourile aceleiași șarje, în țagle de cap și țagle de picior, în vederea laminării din acestea din urmă a țevilor destinate consumatorilor de mare exigență.

— La turnarea lingourilor pentru țagle-țevi trebuie luate măsuri corespunzătoare pentru asigurarea solidificării cu viteze de răcire cît mai mari, spre a se evita macrosegregarea elementelor cu tendință mare de segregare (S și P).

— Experiențele efectuate în ultimii ani, la Uzina de țevi din Roman, la laminarea țevilor de conductă din țagle de oțel necalmat, au dovedit (cu toate că presiunile de laminare sînt mari la aceste agregate) că obținerea de țevi corespunzătoare calitativ din asemenea oțel este exclusă. Același rezultat s-a obținut și la țaglele din oțel semicalmat.

— În vederea obținerii țevilor laminate la cald, de calitate superioară a suprafețelor interioare și exterioare, se impune ca, pe lîngă celelalte măsuri, la elaborarea oțelului pentru

țagle-țevi să se asigure o dezoxidare mai avansată decît pentru oțelurile destinate laminării profilelor pline sau forjării și o elaborare foarte îngrijită.

— Cu privire la zonele de amplasare a segregațiilor, unii autori indică ca segregațiile să fie

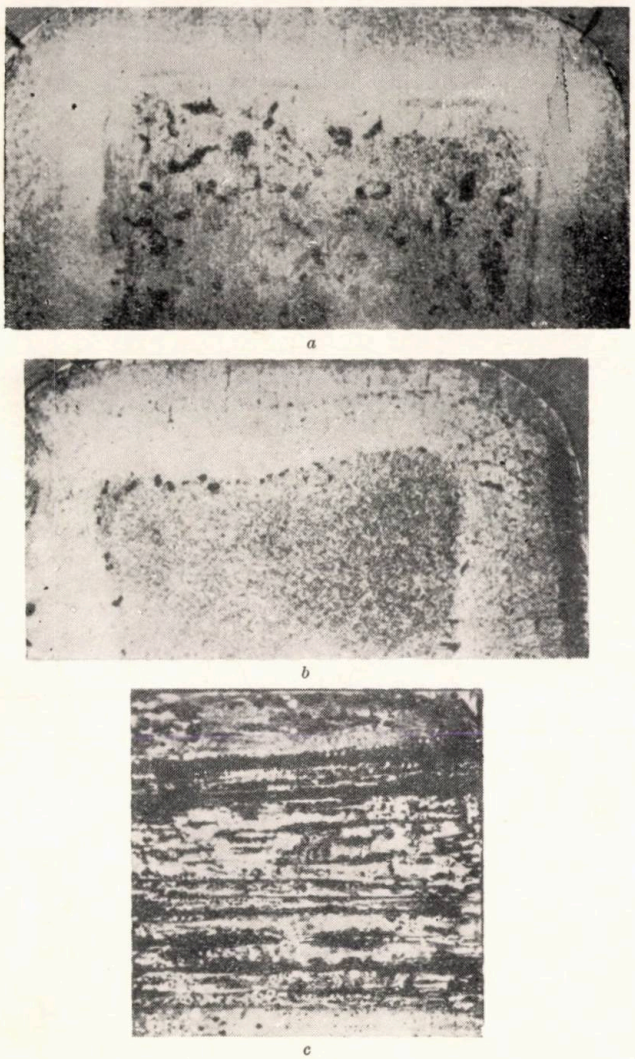


Fig. 17

împinse în zonele din centrul lingoului. Asemenea recomandare este justificată pentru lingourile destinate laminării profilelor pline, dar contraindicată pentru lingourile destinate țaglelor-țevi.

— Pentru prevenirea, într-o anumită măsură, a defectelor de interior la țevile provenite din țagle cu segregații centrale (în special cele de S), perforarea trebuie făcută la temperaturi cît mai joase posibil.

La cele ce urmează se prezintă cîteva forme de rebut ale țevilor laminate din țagle segregate central.

În figurile 17, *a* și 17, *b* sînt prezentate secțiuni transversale printr-un lingou, respectiv printr-un blum, iar în figura 17, *c*, o secțiune longitudinală printr-o țaglă puternic segregată.

În figura 18 este prezentată o secțiune printr-o eboșă obținută dintr-o țaglă segregată (segregație centrală).

Îndepărtarea defectelor țaglelor-țevi. Operația de remaniere a defectelor de pe suprafața țagle-

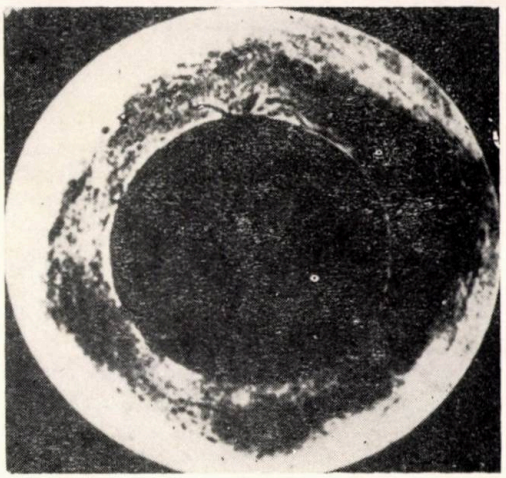


Fig. 18

lor se face, în general, prin dăltuire cu dălți acționate pneumatic. Șlefuirea cu polizoare se aplică, de regulă, pentru oțeluri bogat aliate, care nu pot fi dăltuite.

Practica unor furnizori de țagle-țevi de a repara defectele cu flacără (flamare) nu este indicată, deoarece nu se observă dacă defectul a fost îndepărtat pe întreaga sa adîncime, fiind acoperit de stratul subțire de zgura format de flacără, flacăra lăsînd în urmă o suprafață cu denivelări, care creează amorse de defecte pe suprafața exterioară a țevilor.

În toată literatura de specialitate, adîncimea de dăltuire este permisă pînă la max. 3% din diametrul țaglei (în standardele românești pînă la 5%).

Raportul dintre adîncimea și lățimea dăltuirii trebuie să fie de minimum 1 : 6, altfel pe țeavă pot apărea suprapuneri pronunțate (fig. 19).

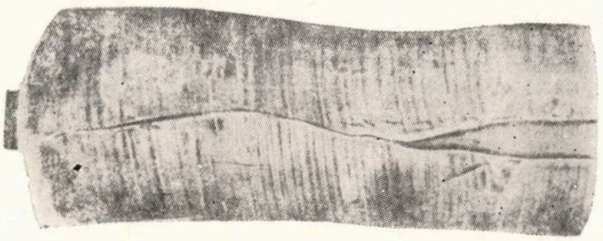


Fig. 19

Abaterile de la diametrul țaglelor. Nerespectarea abaterilor limită, admise de standarde, poate avea consecințe grave asupra calității țevilor și asupra coeficientului de rebut, astfel :

— Dacă diametrul țaglei este sub cel minim admis sau prezintă ovalități în afara limitelor,

se ajunge la înrăutăţirea condiţiilor de prindere la perforator, cu consecinţele tehnologice şi economice cunoscute.

În cazul depăşirii diametrului maxim admis apare, pe lîngă consecinţa descrisă mai sus, şi creşterea dăunătoare a reducerii ţaglei în faţa vîrfului dopului. Cavitatea formîndu-se prea în faţă înrăutăţeşte calitatea suprafeţei interioare a ţevii.

CONCLUZII

Din cele prezentate rezultă că cele mai multe şi mai grave defecte ale ţevilor sînt provocate de calitatea necorespunzătoare a ţaglelor-ţevi.

De aceea, este imperios necesar a se da o atenţie deosebită la elaborarea şi turnarea oţelului cît şi la laminarea acestuia în ţagle-ţevi.

Controlul lingourilor şi al ţaglelor şi înlăturarea defectelor acestora trebuie făcute cu multă atenţie pentru a se evita risipa de manoperă ulterioară, pierderi nejustificate de metal, pierderi de producţie, utilizarea infructuoasă a instalaţiilor de automatizare şi consecinţele economice ce decurg din acestea.

BIBLIOGRAFIE

[1] Penţa I. *Calibrarea corectă a cilindrilor de perforare la laminoarele Stiefel — factor principal în obţinerea ţevilor de calitate superioară.* Metalurgia şi construcţia de maşini, nr. 10, 1961.

[2] Rău A. *Elaborarea oţelurilor.* Bucureşti, Editura tehnică, 1963.

[3] Popescu V. I. *Analiza şi îmbunătăţirea calităţii pieselor forjate.* Bucureşti, Editura tehnică, 1965.

[4] Kronmark S. *Blochoberflächenfehler und ihre Ursachen.* Metallurgie und ihre Ursachen. Metallurgie und Giesserei—Technic, 1954, c 6.

[5] Adăscăliţei M. şi Penţa I. *Noi relaţii pentru determinarea unghiului conului de laminare al dopurilor perforatoare, în scopul obţinerii ţevilor laminate la cald de calitate superioară.* Metalurgia şi Construcţia de maşini, nr. 10, 1962.

[6] Pejcoh O. *Prehled vad, viskytuiicich se pri virobe bezesvych trubek z kruhovych sochorú.* Zprava vyzkumu V.Z.K.G. prosinek, 1957.

Extrase din lucrările celui de-al 34-lea Congres internaţional de turnătorie (Paris, oct. 1967)

Producţia de piese turnate şi organizarea activităţii de cercetare şi profesionale

CZ 621.74.061.3.053.7

PRODUCŢIA DE PIESE TURNATE [1]. Franţa ocupă locul trei (după R.F. a Germaniei şi Anglia) în Europa de Vest în ceea ce priveşte producţia de piese turnate, care se ridică la 2,5 mil. t de piese pe an (1966), obţinute în circa 1 500 de turnătorii, cu un efectiv de 101 000 de cadre.

Structura acestei producţii (în tone) este prezentată în tabela 1.

Tabela 1

Aliajele de turnătorie	1966	1950
Fonte cu grafit lamelar şi nodular	2 030 000	1 110 000
Oţeluri	218 000	110 000
Fonte maleabile	77 000	30 000
Aliaje pe bază de cupru	39 000	25 000
Aliaje uşoare (turnate în nisip şi cochilă)	78 000	19 000
Aliaje turnate sub presiune	57 000	6 000

Rezultă că în ultimii 15 ani a crescut în special producţia de aliaje turnate sub presiune şi cea de aliaje uşoare.

În tabela 2 se arată domeniile de utilizare a aliajelor de turnătorie.

Rezultă că cele mai mari consumatoare de fonte cenuşii sînt industria de automobile şi cea siderurgică, de oţel — industria de vagoane şi de transport (căi ferate) şi cea de maşini rutiere, de fontă maleabilă — automobilele şi maşinile agricole, de aliaje de cupru — producţia de armături, de aliaje uşoare şi aliaje turnate sub presiune — industria de automobile.

Peste 77% din turnătoriile din Franţa sînt concentrate, în principal, în patru regiuni : Nord, Ardeni, în jurul Parisului, al Lionului şi în cea de Nord-Vest.

ORGANIZARE ŞI ASOCIAŢII [1]. În Franţa există *Syndicat général des fondeurs de France*, înfiinţat în anul 1921, care se ocupă cu problemele profesionale şi economice din domeniul turnătoriilor.

Sindicatul cuprinde, în afară de lucrătorii din turnătorii şi ramurile anexe, următoarele societăţi şi organisme specializate : Centrul tehnic al industriilor de turnătorie, Şcoala superioară de turnătorie, Asociaţia tehnică de turnătorie, Asociaţia amicală şi mutuală de turnătorie şi Comisia naţională a pregătirii profesionale.

În cadrul sindicatului sînt create secţii profesionale pe ramuri de activitate (oţeluri turnate, aliaje turnate sub presiune, aliaje neferoase uşoare, aliaje neferoase grele, cilindri de laminor, fonte maleabile, tuburi etc.).

Centrul tehnic al industriilor de turnătorie (Centre technique des industries de la fonderie) a fost fondat în anul 1948 şi are în prezent circa 330 de persoane, din care 55 lucrează în opt centre (filiale). Sediul lui este la Sèvres. Centrul tehnic are în principal următoarele cinci misiuni [2] : dezvoltarea tehnologiilor existente şi găsirea de noi soluţii pentru problemele de interes general ; perfecţionarea, din punctul de vedere al calităţii şi al productivităţii, a condiţiilor tehnice în turnătorii ; ameliorarea (raţionalizarea) legăturilor tehnice dintre turnătorii şi industriile furnizoare, precum şi în industriile beneficiare ; elaborarea documentaţiei tehnice necesare turnătoriilor ; difuzarea cunoştinţelor privind tehnica din turnătorii.

În acest scop, Centrul este organizat în două direcţii şi un departament (fig. 1).

Rezultatele studiilor şi cercetărilor sînt transmise în turnătorii pe diferite căi (fig. 2).

La Centrul din Sèvres, laboratoarele au o suprafaţă de circa 5 000 m² şi sînt dotate cu aparatură clasică şi modernă de cercetare ca, de exemplu : spectrometru de emisie în aer şi în vid pentru analiza chimică a aliajelor ; microsondă electronică ; difractometru cu raze X pentru identificarea fazelor şi a incluziunilor nemetalice ; extensometre pentru înregistrarea curbelor de deformare la tracţiune ; aparate pentru dozarea gazelor (oxigen, hidrogen şi azot) în oţeluri şi fonte etc.

Tabela 2

Domeniul	Fonte cenuşii	Oţeluri	Fonte maleabile	Aliaje de cupru	Aliaje uşoare	Aliaje turnate sub presiune
Automobile şi motoare	19,3	13,4	31,4	3,5	66,0	59,0
Maşini agricole	10,1	3,4	20,0	2,3	1,2	0,1
Maşini-unelte	7,3	0,5	1,6	3,5	2,0	—
Maşini textile	1,0	—	0,2	0,3	0,6	0,2
Maşini pentru construcţii şi rutiere	3,7	14,1	1,3	0,9	0,9	—
Armături şi robinetărie	1,2	1,6	0,1	35,6	2,4	1,9
Construcţii mecanice	12,0	18,0	3,5	12,6	7,5	9,9
Avioane	0,1	0,4	—	0,2	0,9	0,7
Material şi maşini pentru transport feroviar	1,3	15,8	6,8	5,1	0,8	—
Construcţii navale	0,4	1,5	0,2	11,2	0,3	—
Maşini electrice	2,9	1,3	8,0	5,7	5,7	6,3
Piese uz casnic	2,1	—	—	0,7	5,6	10,9
Industrie siderurgică	27,1	9,1	—	2,5	—	—
Diverse	11,5	20,9	26,9	15,9	6,1	11,0

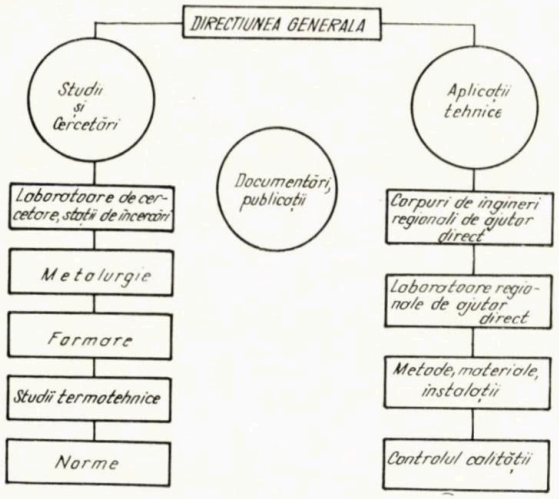


Fig. 1

În laboratoarele Centrului tehnic se mai găsesc următoarele aparate şi dispozitive: instalaţie pentru fluaj la rece, instalaţie pentru determinarea modulului de elasticitate, aparate pentru determinarea rapidă a oxigenului, hidrogenului, azotului, precum şi a fosforului şi a carbonului şi măsurarea contracţiei, instalaţie pentru atac în vid, microscoape la rece şi la cald.

Centrul tehnic posedă laboratoare speciale pentru analize chimice, fizice şi mecanice, precum şi pentru studiul emailării, ateliere pentru prelucrarea probelor şi fabricarea de aparate, ateliere de termotehnică, laboratoare pentru determinarea proprietăţilor amestecurilor de formare.

Turnătoria experimentală are două cuptoare de inducţie (cu capacitatea de 100 şi 150 kg), maşini de formare etc.

Unele lucrări de cercetare sînt făcute în colaborare cu unităţi din exterior ca, de exemplu: Institutul de cercetări de siderurgie, Centrul Naţional al Cercetării Ştiinţifice (C.N.R.S.), universităţi şi institute superioare.

Cercetările sînt dirijate în diferitele domenii ale turnătoriei de 25 de comisii tehnice, care reunesc pe cei mai buni specialişti din ţară.

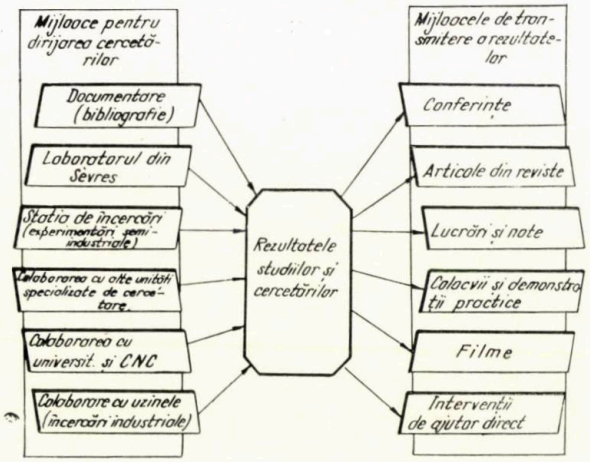


Fig. 2

În cadrul Direcţiei de aplicări tehnice (fig. 3) în vederea introducerii tehnicii noi în turnătorii, un corp de ingineri regionali activează în colaborare cu inginerii din diferite turnătorii. În acest scop există zece laboratoare de asistenţă directă în principalele regiuni industriale cu turnătorii multe.

ASOCIAŢIA TEHNICĂ DE TURNĂTORIE [1] a fost fondată în anul 1911 şi astăzi cuprinde 2 200 de membri (ingineri, tehnicieni). Ea urmăreşte dezvoltarea informării ştiinţifice şi tehnice şi a schimbului de păreri şi rezultate. În acest scop ea editează revistele „Fonderie" şi „Fondeur d'Aujourd'hui".

A.T.F. organizează conferinţe şi congrese naţionale şi internaţionale de turnătorie.

Muncitorii, tehnicienii şi personalul tehnic sînt încadraţi în „Asociaţia amicală şi mutuală de turnătorie" (A.M.F.), fondată încă din anul 1914. Această asociaţie editează revista lunară „Le technicien de fonderie".

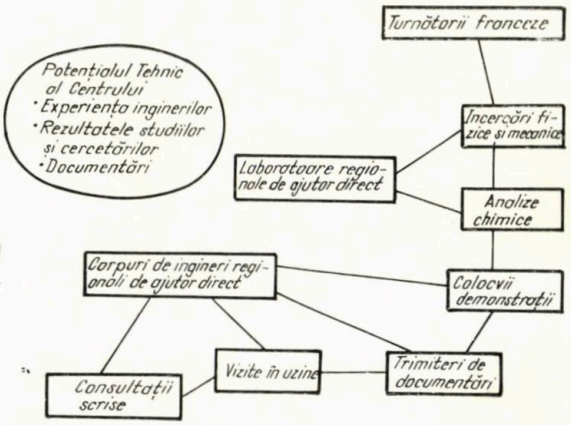


Fig. 3

COMISIA NAŢIONALĂ PENTRU PREGĂTIREA PROFESIONALĂ [3]. În Franţa, numărul de ingineri care lucrează în turnătorii este scăzut (1,7% din numărul total de lucrători), cel de tehnicieni, 6—8%, cel al muncitorilor calificaţi, circa 11%. Aceste cifre indică un nivel ridicat de mecanizare a operaţiilor. Într-adevăr, numai 22% din cantitatea de piese turnate se obţin pe cale clasică (cu muncă manuală).

Din totalul de 114 000 de lucrători care activează în domeniul turnătoriilor, 16 000 sînt muncitori cu calificare sau calificare înaltă iar 9 000, tehnicieni şi laboranţi.

În fiecare an sînt pregătiţi circa 1 000—1 200 de muncitori tineri calificaţi şi 300 de agenţi tehnici, tehnicieni şi maiştri.

Pregătirea cadrelor de specialitate pentru turnătorii este dirijată de Comisia naţională pentru pregătirea profesională de pe lîngă Sindicatul general al turnătorilor din Franţa. Comisia se ocupă de pregătirea profesională a tehnicienilor şi a conducătorilor tehnici, precum şi a muncitorilor calificaţi şi de înaltă calificare.

În colaborare strînsă cu Direcţia învăţămîntului tehnic şi profesional din Ministerul Educaţiei Naţionale, au fost luate în ultimul timp o serie de măsuri în acest scop, printre care se citează următoarele: stabilirea şi unificarea programelor pentru pregătirea diferitelor trepte de calificare; întocmirea manualelor de tehnologie, de desen şi aplicaţii practice; crearea de filme pentru învăţămînt profesional şi de propagandă; organizarea de cursuri cu şi fără frecvenţă; organizarea de cursuri, ateliere, şcoli sau secţii; organizarea de concursuri şi examene pentru obţinerea de certificate de aptitudine profesională, brevete profesionale, brevete de tehnician şi tehnicieni superiori (conducători tehnici); organizarea de stagiaturi şi seminarii pentru profesorii şi monitorii şcolilor profesionale, în vederea informării şi perfecţionării lor; organizarea de stagiaturi în uzinele din Franţa şi străinătate; organizarea de conferinţe tehnice şi de expoziţii, precum şi de demonstraţii practice privind protecţia muncii în uzine; dezvoltarea educaţiei fizice şi organizarea odihnei în vacanţă pentru tinerii muncitori; crearea asociaţiei „Sport en plein air Fonderie" pentru organizarea sportului în rîndul tinerilor turnători.

Pregătirea inginerilor şi a cadrelor superioare care lucrează în turnătorii este asigurată de „L'École supérieure de fon-

derie". În această şcoală, prin concurs pot să intre atît ingineri diplomaţi din alte ramuri profesionale, cît şi tehnicieni, care trebuie să aibă în prealabil un stagiu în turnătorii de minimum un an.

Durata de şcolarizare este de doi ani: în primul an se asigură o uniformizare a cunoştinţelor ştiinţifice şi tehnologice; în anul doi se fac aplicaţii.

Inginerii cu titlu intră direct în anul doi.

intrare prin intermediul cursurilor organizate de Şcoala superioară de turnătorie, iar săgeţile negre — căile de intrare prin intermediul liceelor tehnice. Simbolizările indică: C.A.P. — Certificat de aptitudini profesionale; T.I.T. — Tehnica industrială de turnătorie; T.S. — Tehnica superioară de turnătorie; B.T.T. — Brevet de tehnician în turnătorie care lucrează cu modele sau cu forme metalice; B.P. — Brevet profesional de formator — miezuitor, turnător sau de sculer formator; Ş.S.T. — Şcoala superioară de turnătorie.

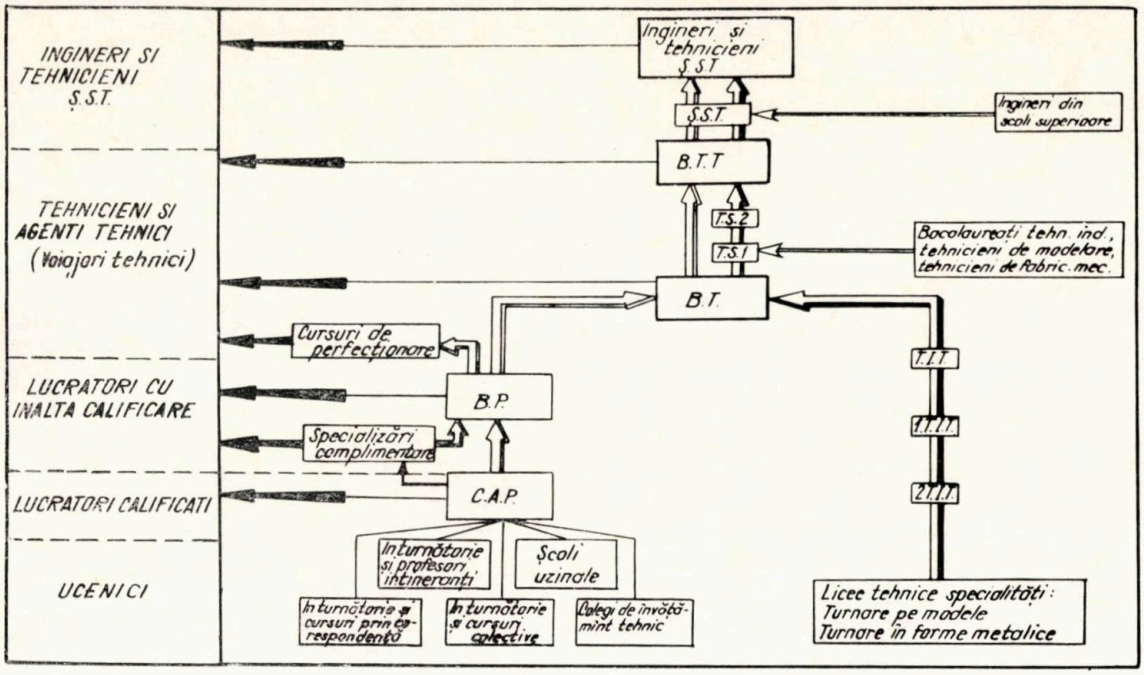


Fig. 4

Diploma de inginer al Şcolii superioare de turnătorie este decernată absolvenţilor care posedă deja titlul de inginer înainte de a intra în această şcoală şi care îşi dau examenele necesare.

Diploma de tehnician al Şcolii superioare de turnătorie este decernată tinerilor care nu sînt ingineri, care au absolvit cursurile.

În figura 4 se prezintă schema căilor de obţinere a diferitelor calificări în turnătorie. Săgeţile albe indică căile de

BIBLIOGRAFIE

[1] *** La Fonderie française. Al 34-lea Congres internaţional de turnătorie. Paris, 1967.

[2] *** Prospect. Centre technique des industries de la fonderie. Paris, 1957.

[3] Waeles D. La formation professionnelle en fonderie. (Ref. nr. 34)

A. A. MÎCOLNICOV, R. I. ȘTUNDEL și A. N. BATALOVA. **Turnarea pieselor pentru utilaje metalurgice.** București, Editura tehnică, 1968, 88 pag.

Recent a apărut, în limba română, lucrarea colectivului de specialiști turnători de la Combinatul metalurgic din Nijni-Taghil (U.R.S.S.), care tratează tehnologiile de obținere prin turnare a unor piese caracteristice din sectorul minier, de la furnale, din oțelării și de la laminoare. Avînd în vedere aceste sectoare, s-a alcătuit de altfel și tabla de materii, care cuprinde: „Piese turnate pentru utilajul minier", „Piese turnate pentru furnale", „Piese turnate pentru oțelării" și „Piese turnate pentru laminoare".

Lucrarea a fost tradusă în ideea prezentării concentrate a tehnologiilor după care se realizează piesele într-o turnătorie a unui combinat metalurgic. Ceea ce este specific este faptul că, după o prezentare a pieselor, a modului de lucru, a zonelor de solicitare, a compoziției chimice, se indică tehnologia de turnare mai veche și motivele schimbării ei. Mult mai ample sînt indicațiile tehnologice privind varianta după care se realizează în prezent piesele în respectiva turnătorie. Datorită acestui mod de prezentare, se apreciază că lucrarea colectivului lui A. A. Micolnikov, privind tehnologiile de realizare a unor piese turnate, poate constitui un exemplu pentru modul cum se pot alcătui cărțile tehnologice în turnătorie, cu referire la tehnologiile de formare și turnare.

Piesele a căror tehnologie de turnare se dă în carte sînt: screperul, pereții de la cupa excavatorului, răcitorul vetrei la furnale, răcitoarele la cuve, ajutajul gurilor de aer, cupa conului mare al furnalului, conul mic, cadrul gurii de aer, podul de turnare în sifon, maselotiera, lingotiera, berbecul de sonetă, troaca de încărcare, brațul mașinii de încărcare, arborele-piuliță pentru macaraua de stripare, cilindrii de fontă, bucșa cilindrului, manșonul de îmbinare, piulița traversei și coroana roții melcate.

Modificări tehnologice deosebit de valoroase au fost aplicate în turnătoria din Nijni-Taghil, la peretele din spate al cupei excavatorului, piesa terminală a brațului excavatorului, cupa conului mare al furnalului, podul la turnarea în sifon și brațul mașinii de încărcare. Multe date interesante se referă la turnarea lingotierelor. Se fac precizări atît asupra formei și asupra modelelor, cît și asupra amestecurilor de formare, asupra vopsirii formelor și miezurilor, asupra uscării formelor și asupra elaborării, turnării, răcirii și dezbaterii. Arborele-piuliță pentru macaraua de stripare ridică, după cum se știe, multe probleme la execuție; autorii prezintă turnarea în formă temporară și turnarea în formă metalică.

Avînd în vedere experiența dobîndită prin traducerea acestei cărți, se poate considera ca extrem de posibilă elaborarea și a altor lucrări în redactare românească, care să abordeze realizările indigene, în obținerea unor piese tipice.

Pentru modul cum se tratează tehnologiile de turnare, deosebit de concentrat, lucrarea se recomandă spre consultare tuturor acelora care vin în legătură cu turnarea metalelor, precum și studenților care se specializează în acest domeniu.

Ing. *C. RADULESCU*

M. A. KRIȘTAL și E. G. TITENSKI. **Svoistva kovkovo ciuguna** (Proprietățile fontei modificate). Moscova, Metallurghia, 1968, 232 pag., 115 fig.

Lucrarea autorilor sovietici, cadre didactice de la Institutul politehnic din Tula, de curînd apărută, își propune să abordeze probleme destul de frecvente în literatura mondială metalurgică — proprietățile fontelor maleabile.

Pentru a putea realiza aceasta, autorii și-au structurat monografia pe patru capitole și anume: „Grafitizarea fontelor maleabile" (I); „Decarburarea pieselor turnate din fonte maleabile în procesul de tratament termic" (II); „Modificarea fontelor maleabile" (III); „Proprietățile și tratamentul termic al fontelor maleabile" (IV).

Din simpla analiză a acestor capitole rezultă clar că titlul nu corespunde în întregime conținutului. Marea majoritate a noțiunilor se referă la procesul de obținere a structurii fontelor maleabile, în procesul de modificare. Sînt abordate în special probleme ca: structura fontelor maleabile și bazele teoriei grafitizării acestor fonte, influența elementelor de aliere asupra procesului de grafitizare, influența factorilor tehnologici asupra grafitizării. Separat sînt amplu dezvoltate problemele privind decarburarea fontelor albe, decarburarea cu grafitizare. Privind modificarea, autorii analizează influența modificărilor asupra procesului de grafitizare. De menționat că primele trei capitole cuprind un bogat material reprezentînd, în cea mai mare parte, rezultatele cercetărilor efectuate de autori.

În ultima parte cartea cuprinde proprietățile fontelor maleabile, dezvoltate pe cîteva pagini. Sub formă tabelară sînt date principalele proprietăți mecanice ale fontelor maleabile, în comparație cu fontele cenușii, cu oțelurile carbon turnate și cu fontele cu grafit nodular. Este instructivă comparația dintre proprietățile mecanice ale fontelor maleabile cu structură feritică și ale celor cu structură perlitică. Datele privind proprietățile fizice, chimice și de turnare ale fontelor maleabile sînt prezentate într-un număr redus. Astfel, se dau puține date privind contracția volumică, contracția lineară frînată. Se mai fac cîteva considerații, cu totul generale, privind capacitatea de umplere a formelor. Proprietățile mecanice sînt date în funcție de conținutul de carbon.

Toate referirile se fac la fontele maleabile standardizate în U.R.S.S. (GOST 1215—59).

Date mai puțin existente sînt acelea care se referă la solicitările de șoc și la temperaturile înalte.

Lucrarea se încheie cu cîteva considerații privind tratamentele termice (recoacerea fontelor maleabile, normalizarea, călirea și revenirea).

Lucrarea prezintă un deosebit interes pentru specialiștii care se ocupă cu elaborarea fontelor maleabile și mai ales pentru cercetătorii care lucrează în acest domeniu.

Ing. *C. RADULESCU*

INSTALAȚII PENTRU TURNAREA CONTINUĂ A OȚELULUI ÎN POLONIA

DESCRIERE SUMARĂ

Acest articol prezintă starea de dezvoltare a turnării continue a oțelului la sfîrșitul anului 1967 în Polonia. El conține o descriere scurtă a instalațiilor în exploatare la uzinele metalurgice de la „Baildon" „Jednosc" și „Zawiercie" precum și datele tehnice privitoare la caracteristicile productive. La sfîrșit se indică, în perspectivă, caracteristicile dezvoltării acestui procedeu în uzinele metalurgice poloneze, luînd în considerare problemele legate de aceasta.

1. INTRODUCERE

Dezvoltarea dinamică a metalurgiei poloneze în ultimii douăzeci de ani a făcut necesară aplicarea unor tehnologii moderne în procesele de producție. Se remarcă îndeosebi procesele care se referă la producția oțelului : introducerea oxigenului în procesele metalurgice și turnarea continuă a oțelului. Oțelăriile care folosesc introducerea oxigenului prin suflare au o productivitate mare și indici tehnico-economici foarte avantajoși. Tehnologia turnării continue a oțelului are următoarele avantaje : permite obținerea unui număr mai mare de produse metalurgice și, prin aceasta, se scade prețul de cost, reducîndu-se concomitent cheltuielile de investiții, și îmbunătățește totodată, în mod sensibil, condițiile de lucru pentru echipele muncitoare în oțelării.

O dovadă pentru maturitatea deplină a procedeului de turnare continuă a oțelului pe scară industrială este numărul important al instalațiilor construite în ultimii ani pe plan mondial in industria metalurgică.

Tabela 1 prezintă dezvoltarea acestei tehnologii moderne în decursul ultimilor 20 de ani, indicînd numărul instalațiilor de turnare continuă a oțelului, construite pe plan mondial în diverse intervale de timp.

Tabela 1

Pînă în 1950	1951—1955	1956—1960	1961—1965	1960—1970
2	14	20	105	210*

* Cantitate planificată, din care 33 de instalații sînt în construcție.

În Polonia au fost începute în anul 1957 lucrările de cercetare și proiectare pentru introducerea turnării continue a oțelului, de către Institutul pentru siderurgie (studii despre tehnologia de turnare), precum și de către Biroul de proiectare al industriei metalurgice — Biprohut (proiectare și construcție). Rezultatul acestor lucrări a fost construirea instalațiilor pentru turnarea continuă a oțelului la uzina metalurgică „Baildon", în mai 1962, la uzina metalurgică „Jednosc", în ianuarie 1963, și la uzina „Zawiercie", în decembrie 1966.

2. INSTALAȚIA PENTRU TURNAREA CONTINUĂ A OȚELULUI LA UZINA METALURGICĂ „BAILDON"

Instalația din uzina metalurgică „Baildon" are un caracter industrial experimental. Se toarnă din oțel înalt aliat, care se topește în cuptoare de inducție cu o capacitate de 1,5 t, lingouri cu secțiunea de 100 × 100 mm. Aceasta este o instalație de turnare pe o singură linie, de construcție verticală, montată parțial deasupra planșeului halei, parțial într-un puț cu diametrul de 5,0 și 7,0 m adîncime. Oala de turnare se încălzește la o temperatură de circa 800°C din cauza capacității ei relativ mici și a scăderii mari de temperatură legată de aceasta.

Oala de turnare intermediară, cu un conținut de 120 kg, are o bucșă de turnare din zirconiumsilicat (circa 95% $Zr \cdot SiO_4$) cu un diametru de 1—10 mm, dar nu posedă nici un dop. Ea se încălzește însă înainte de scurgere la o temperatură de 1 200°C. Cantitatea oțelului turnat în cristalizor se reglează prin alegerea unui diametru corespunzător al bucșei de turnare, precum și a nivelului oțelului în oala de turnare. Cristalizorul are lungimea de 825 mm și este constituit dintr-un tub de cupru cu grosimea peretelui de 12 mm. Mișcările de du-te-vino ale cristalizorului, cu amplitudinea de 15 mm, sînt produse de un mecanism cu o camă-disc. Antrenarea se efectuează printr-un electromotor.

Ca unguent pentru pereții interiori ai cristalizorului se utilizează ulei de rapiță.

Sistemul secundar de răcire posedă role de ghidaj pentru lingoul de turnare continuă, precum și duze de pulverizare, cu ajutorul cărora lingoul de oțel se răcește prin stropire cu apă, cu un amestec de apă și aer comprimat sau numai cu aer comprimat.

Caja pentru cilindrii de antrenare are două perechi de cilindri de laminor întinzători. Presiunea pe care o exercită cilindrii asupra lingoului este produsă prin arcuri. Debitarea lingoului de oțel în lungimi corespunzătoare se efectuează cu ajutorul unor becuri de oxigen cu adaos de pulbere de fier. Țaglele tăiate la o lungime de circa 1,2 m sînt aduse printr-un schip la nivelul planșeului halei.

Cu această instalație se toarnă în principal oțel pentru scule (1,7% C ; 0,4% Mn ; 0,4% Si ; 12% Cr), oțel rapid (0,8% C; 18,0% W; 1,3% V; 5,0% Cr), precum și oțel inoxidabil și refractar (0,14% C ; 2,0% Mn ; 1,2% Si ; 18,0% Cr; 8,0% Ni).

3. INSTALAȚII DE TURNARE CONTINUĂ ÎN UZINA METALURGICĂ „JEDNOSC"

Instalația din uzina metalurgică „Jednosc" este formată din patru linii executate în construcție verticală, destinate turnării de topituri cu masa de 50 de tone, în lingouri cu secțiune pătrată și dimensiunile laterale de 140, 150 și 160 mm.

Oțelul se topește în cuptoare de fuziune. Întreaga instalație este montată într-o cuvă cu un diametru de 18 m și o adîncime de 23 m, care este situată în prelungirea halei de turnare.

Eșafodajul de susținere a instalației se găsește pe planșeul halei de turnare, aceasta avînd o înălțime relativ mică. Instalația este alimentată cu oțel lichid prin oale de turnare cu descărcare pe la fund. Oala intermediară, cu o capacitate de 7 t, este așezată pe o masă rotativă și se încălzește înainte de evacuare la o temperatură de circa 1 000°C.

Oala intermediară are patru bucșe de turnare cu închidere prin dopuri ; prin aceasta, masa oțelului turnat în cristalizor poate fi reglată. O caracteristică a instalației o constituie utilizarea de cristalizoare pentru două lingouri.

Într-o carcasă sînt montate două tuburi din cupru cu grosimea peretelui de 15 mm și cu lungimea de 1 200 mm. Tuburile de cupru sînt montate în carcasa de oțel, astfel încît să asigure întinderea suficientă a lor și concomitent menținerea constantă a axei cristalizorului în axa tehnologică a instalației. Pentru răcirea cristalizorului se întrebuințează apă dedurizată. Cristalizorul efectuează mișcări de du-te-vino cu o amplitudine de 15 mm, cauzate de dispozitive cu excentre care sînt antrenate de un motor de curent continuu, al cărui număr de rotații este sincronizat cu motorul de antrenare de pe estacada de transport lingou. Pentru ungerea pereților interiori ai cristalizorului se utilizează ulei de rapiță. Sistemul de răcire secundar, cu role de ghidaj avînd o înălțime de 7,6 m, este echipat cu patru duze de pulverizare cu ajutorul cărora lingoul în curs de solidificare poate fi stropit cu apă. Dispozitivul de transport are cîte o pereche de valțuri pentru fiecare linie. Presiunea cilindrilor se exercită prin arcuri. Pentru cele două lingouri

turnate în același cristalizor există o antrenare comună. Viteza mișcării în jos a lingoului se reglează în trepte, cu ajutorul antrenării unui motor de curent continuu, între limitele de 0—2 m/min.

Tăierea lingoului în țagle de 3,0 pînă la 4,0 m se efectuează cu flacără de oxigen. Viteza de tăiere este de circa 250 mm/min. Țaglele tăiate concomitent sînt preluate de o instalație de basculare, care le coboară și le așază pe o cale inferioară, cu role antrenate, de la care lingourile sînt transportate cu ajutorul unui ascensor la planșeul halei de turnare și, în continuare, sînt aduse prin calea superioară cu role antrenate în patul de răcire. Toate lucrările legate de tăierea și transportul lingourilor sînt automatizate.

Exploatarea celor mai importante puncte ale instalației este observată cu ajutorul unei camere de televiziune, de la o cabină centrală de comandă.

În instalație, oțelul calmat nealiat, în special oțelul pentru țevi fără sudură, se toarnă în circa șase topituri pe zi. Producția anuală a instalației este de circa 100 000 t.

Randamentul de turnare la prelucrarea oțelului lichid în țevi finite este în mediu cu circa 11% mai mare față de turnarea în blocuri și laminarea în țagle cu secțiunea de 150 × 150 mm care formează materia primă pentru uzina de laminat țevi.

4. INSTALAȚIA PENTRU TURNAREA CONTINUĂ LA UZINA METALURGICĂ „ZAWIERCIE"

La uzina „Zawiercie" este în funcțiune o instalație de construcție verticală cu opt bucșe de turnare ; ea este destinată pentru turnarea unor topituri cu o masă de 140 t la un lingou cu o secțiune de 160 × 160 mm. Producția anuală a acestei instalații este de circa 280 000 t. Instalația este amplasată într-o hală separată, alături de hala de turnare a oțelăriei, parțial peste planșeul halei și parțial dedesubtul acestuia, într-o cuvă cu diametrul de 25,0 m și înălțimea de 20,8 m. Platforma de turnare este amplasată la o înălțime de 7,75 m.

În privința tehnologiei, aceasta reprezintă de fapt două instalații care sînt amplasate una față de cealaltă ca imagine de s oglindă. Această instalație este prezentată în figura 1. O caracteristică a acestei construcții sînt cristalizoarele pentru cîte două lingouri. Acest sistem s-a dovedit a fi foarte avantajos în practică deoarece numărul mașinilor de lucru este mai redus. Menținerea unui nivel de lichid constant în cristalizor, care este alimentat de două bucșe de turnare cu oțel lichid la o viteză de coborîre concomitentă a lingoului turnat, nu prezintă dificultăți deoarece nivelul poate fi reglat ușor cu ajutorul dopului oalei intermediare. În soluțiile de construcție ale instalației s-au introdus schimbări, care au rezultat din alte condiții tehnologice diverse, respectiv din experiențele făcute în uzina metalurgică „Jednosc" astfel :

— oala de turnare cu o capacitate de 140 t are două bucșe de turnare cu mecanisme de dop, care alimentează concomitent cu oțel lichid două oale de turnare intermediare ;

— oalele de turnare intermediare sînt amplasate pe o căruță și sînt mutate de la locul de încălzire la cristalizoare și la lingotiera de rezervă pentru scurgerea reziduurilor de oțel și zgură;

—ca rezultat al unor lucrări de cercetare de mare anvergură privitor la diverse tipuri de cristalizoare s-a ales, în final, cristalizoare în formă de tub, cu o lungime de 900 mm ;

— din cauza secțiunii relativ mici a lingoului observarea vizuală a nivelului lichidului în cristalizor este dificilă, astfel că s-a dovedit a fi necesară instalarea unei aparaturi de măsurare pe bază de izotopi.

Aparatura aceasta constă dintr-un dispozitiv de înregistrare, care înregistrează fluctuațiile nivelului lichidului, un dispozitiv de indicare pe pupitru de comandă și becuri de semnalizare, pentru personalul care deservește dopurile.

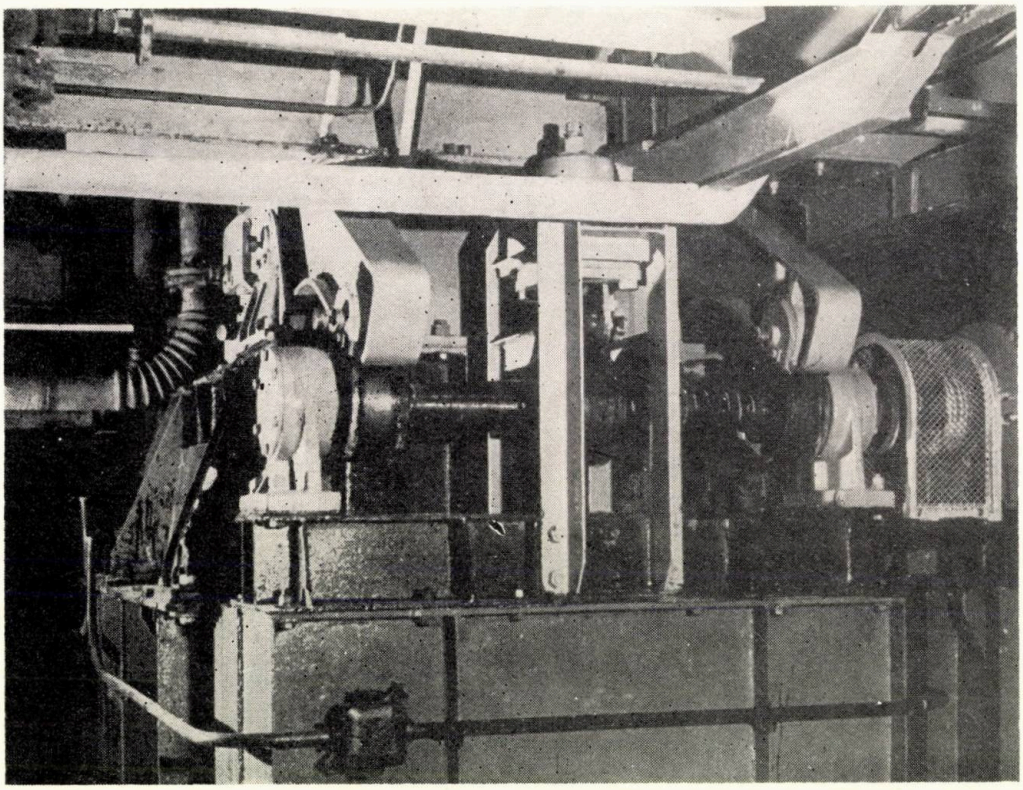


Fig. 1

Instalația constînd din patru mașini cu cîte două bucșe de turnare este comandată de două cabine amplasate pe platforma de turnare. Figura 2 prezintă pupitrul de comandă și aparatura de măsură și control.

În instalație se toarnă oțel calmat, nealiat, care servește ca materie primă pentru laminatoare de bază. Masa medie a lingourilor turnate dintr-o topitură este de circa 115 t.

5. PERSPECTIVE DE DEZVOLTARE

Rezultatele tehnico-economice bune ale celor trei instalații de turnare continuă au permis planificarea introducerii pe o scară mai mare a acestui procedeu în industria metalurgică poloneză, dezvoltată și modernizată.

Producția probabilă a instalațiilor de turnare continuă a oțelului este indicată în tabela 2.

Tabela 2

Calitatea oțelului	Mărirea producției, t		
	1970	1975	1980
Oțel Martin	380 000	830 000	850 000
Oțel electric	5 000	225 000	1 500 000
Oțel de convertizor	—	1 200 000	3 500 000
Total	385 000	2 225 000	5 850 000

Construcția acestei instalații este prevăzută pentru oțelăriile modernizate, precum și pentru oțelăriile care trebuie construite.

Motivele principale pentru introducerea acestui procedeu sînt :

— un randament suplimentar în produse metalurgice raportat la oțelul lichid ;

— o producție mărită în turnătoriile oțelăriilor ;

— îmbunătățirea condițiilor de lucru pentru echipele de muncitori ale oțelăriilor.

Majoritatea celor 16 instalații planificate sînt instalații mari care sînt destinate turnării topiturilor cu o masă mai mare de 100 tone. Despre a'egerea tipului instalației — construcție verticală sau în fomă de arc — decid următorii factori : secțiunea lingoului, condițiile geologice și suprafața disponibilă din oțelării. Pentru o construcție verticală a instalației sînt necesare: o secțiune mare a lingoului cu dimensiunea de peste 220 mm, condiții avantajoase de apă subterană și un sol uscat și compact.

Pentru o secțiune relativ mică a lingoului, în condiții geologice nefavorabile fiind loc disponibil suficient în halele oțelăriei, s-au ales cristalizoare în formă de arc.

Independent de tipul instalației, obținerea randamentului planificat și, prin aceasta, și a eficacității economice, este posibilă prin punerea sub sarcină maximă a instalației pentru producția nemijlocită și prin scurtarea timpului necesar pregătirii, deservirii și revizuirii instalației.

În acest scop diversele locuri de muncă ale instalației trebuie construite pentru o exploatare sigură și fără deranjamente.

Părțile de construcție care sînt amenințate de coroziune trebuie adaptate pentru o schimbare mecanizată rapidă. Pentru asigurarea unei calități bune a lingoului, instalația va fi echipată cu aparatură de măsură și control, care să asigure menținerea parametrilor tehnologici optimi.

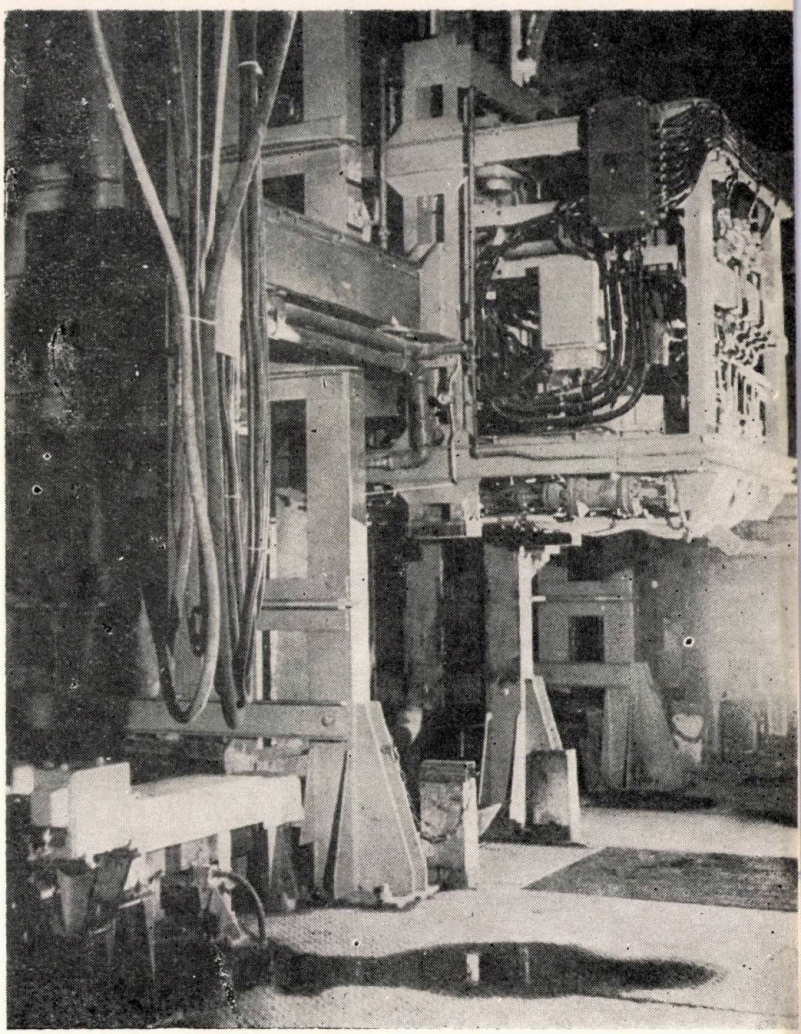


Fig. 2

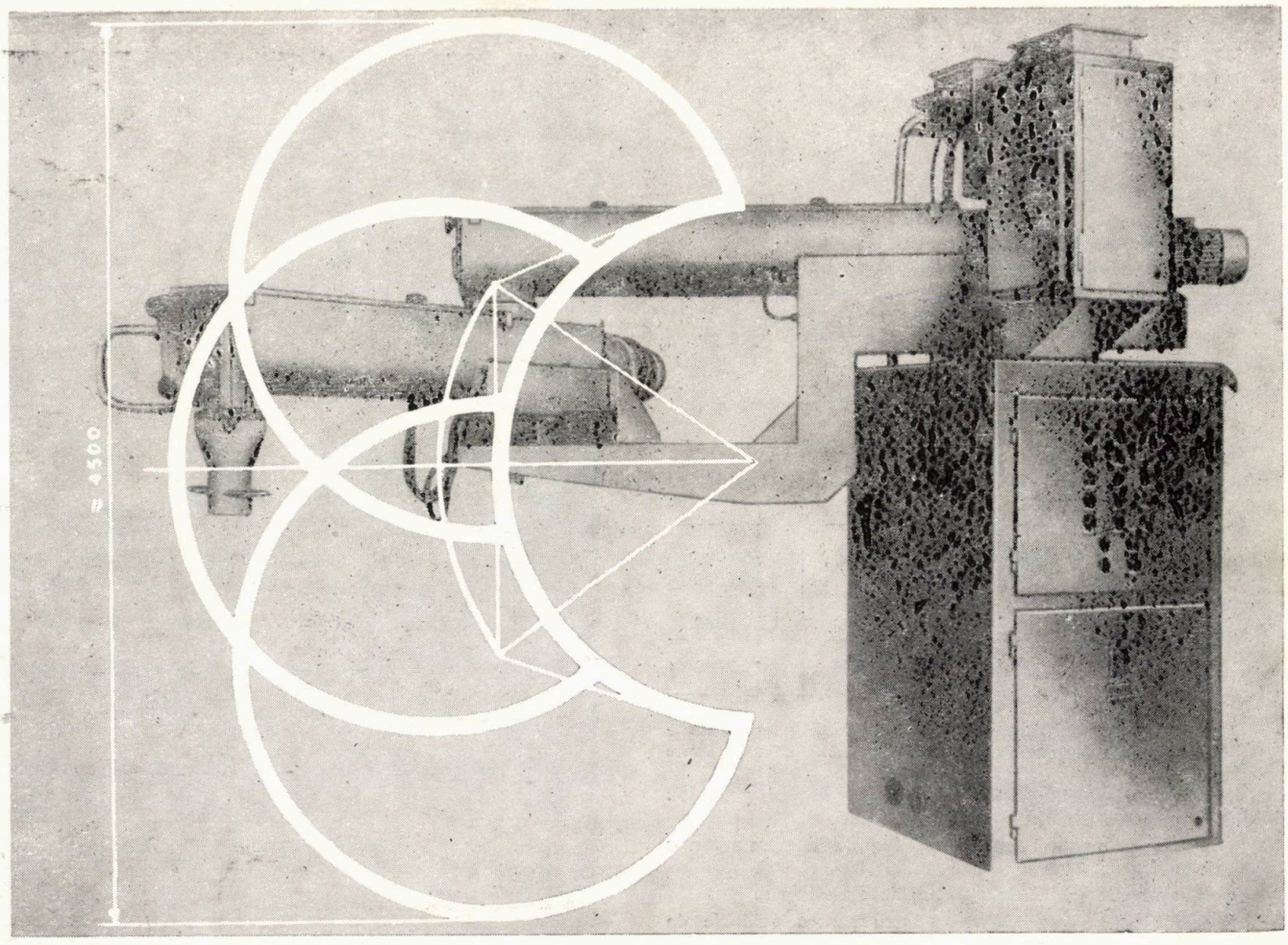
Problemele principale care se pun aici sînt următoarele : temperatura oțelului lichid, răcirea intensă a oțelului în cristalizor, răcirea intensă a cristalizorului și răcirea secundară, menținerea unui nivel de lichid constant în cristalizor și în oala de turnare intermediară.

O mecanizare maximă și automatizarea proceselor ușurează mult această sarcină. O problemă importantă la turnarea continuă o prezintă materiile refractare.

Solicitările speciale sînt puse la înzidirea oalelor de turnare intermediare, precum și a bucșelor de turnare și bușoanelor. Pentru soluționarea acestor probleme există o colaborare între uzinele metalurgice și institutele științifice, precum și între birourile corespunzătoare de proiectare și construcție.

Exporter — CENTROZAP — Katowice
Ligonia 7 — Polonia

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS INTÉZET



Amestecător continuu AMD6 cu aparat pentru dozarea pulberii

Funcţionare continuă
Comandă automată
Pompe speciale de dozare cu reglare continuă, fără trepte, a cantităţilor debitate
Amestecători melcaţi interschimbabili
Domeniu larg de basculare
Productivitate 4,5 t/h

Amestecătorul continuu AMD6 este aparatul universal pentru pregătirea materialelor de formare, a nisipurilor argiloase cu sticlă solubilă, a nisipurilor de ciment şi a materialelor de formare utilizabile pentru executarea miezurilor mari şi a formelor voluminoase

VEB GIESSEREIANLAGEN

7034 LEIPZIG. GERHARD—ELLROTH—STRASSE D. D. R.

Telefon: 80.841 **Telex: 05135**

INFORMAŢII

Ambasada R.D.G. în R. S. România
Reprezentanţa Comercială, Bucureşti
Calea Dorobanţilor 14

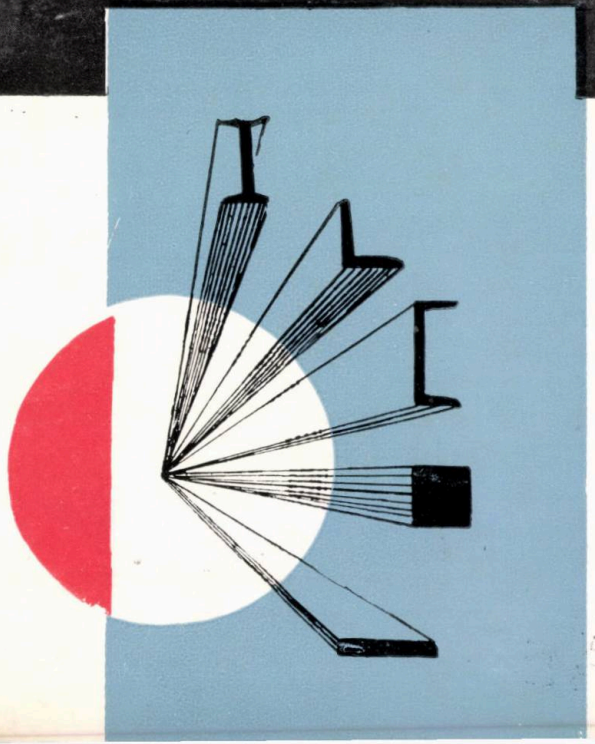
INVEST EXPORT

Comerţul interior şi exterior german
D.D.R.-108 Berlin, Taubenstrasse 7/9
Telefon: 22.05.0 Telex: 011 2695 diaie dd

PUBLICOM

1883

COMBINATUL SIDERURGIC
REȘIȚA



- Fontă de afinare:
- Oțeluri carbon și aliate în lingouri pînă la 6,4 t;
- Profile grele, mijlocii și ușoare din oțel carbon;
  Oțel carbon de calitate și oțeluri aliate;
- Șine pentru cale ferată;
- Bandaje și discuri de cale ferată;
- Zgură granulată de furnal.

1968 OKT 22

MUNCITORI SI TEHNICIENI,

PRIN SEPARAREA NEFEROASELOR DE FEROASE, PRIN ORGANIZAREA LA LOCUL DE MUNCĂ A STRÎNGERII DEŞEURILOR METALICE PE SORTIMENTE, CONFORM STANDARDELOR, CONTRIBUIŢI LA REALIZAREA UNOR OŢELURI DE CALITATE SUPERIOARĂ. PREDAŢI METALELE VECHI ŞI DEŞEURILE METALICE LA DEPOZITELE ÎNTREPRINDERII PENTRU COLECTAREA METALELOR

E 3280

METALURGIA

10

METALURGIA ● BUCUREŞTI ● ANUL XX ● NR. 10 ● OCTOMBRIE 1968

UZINA METALURGICĂ IAȘI

EXECUTĂ ȘI LIVREAZĂ:

profile deschise cu pereți subțiri, formate la rece din benzi cu lățimea de 30 — 500 mm și grosimea de 1 — 5 mm:

- profile cornier cu aripi egale și neegale
- profile U
- profile Z
- profile T
- profile omega
- profile curbe
- profile pentru tîmplărie metalică
- profile diverse la cererea consumatorilor

INHALTSVERZEICHNIS

DK 662.749.2–97 : 662.764

Mazur Margareta und *Forizs Şt.* : **Forschungen über den Einfluss der Verkokungstemperatur auf manche im Rohkoksgas vorhandene chemische Erzeugnisse.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 567–571

DK 621.771.016.3 : 621.77.06

Popescu Gh. M. : **Doppelabnahme und Walzgerüst mit gleichbleibenden Sprung für das Kaltwalzen.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 572–578

DK 669.131. : 669.15–194 : 621.92.004.6

Crudu I., Neculăiasa V., Avram M., Brătescu C., Moraid R. und *Ştefănescu Gh.* : **Studien und Forschungen über den Verschleiss-widerstand einer aus perlitischen Temperguss und Qualitätskohlenstoffstahl hergestellten Werkstücke, die während des Betriebes dem Rollen und Rutschen ausgesetz sind.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 579–583

DK 621.97 : 517

Chiriță V. : **Beiträge zur Berechnung der Hammer mit Gegenschlag.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 584–589

DK 669.15'3–194 : 629.123

Fotache I. : **Kupferlegiertes Stahl für das Achtersteven des 12 000 tdw Frachtschiffes.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 590–592

DK 628.83 : 628.81

Drăghici N. N. : **Kombinierung des Hallenbelüftung mit der Strahlungsbeheizung.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 593–596

DK 621.731.2 : 621.733

Lammert Fr. : **Betrachtungen über einige Sonderfälle beim Schmieden mit horizontalen Schmiedemaschinen.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 597–600

DK 666.76 : 338.062.221 : 543

Paniti Maria : **Schnellerfassung des in Rohstoffen und feuerfesten Erzeugnissen vorhandenen Aluminiumtrioxydes.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 601–603

DK 66.046.58/59 : 543

Seceleanu Ludmila, Tudoriu Eugenia und *Popescu Florica* : **Verwendung des Urotropines bei der komplexonometrischen Analyse der Schlacke.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 604–606

DK 338.062.413

Davideanu N. und *Ungureanu D.* : **Einige Gesichtspunkte der Arbeitsleistungssteigerung im Eisenhüttenwerk Iași.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 607–610

DK 338.063.2 : 338.063.7

Dobrin I., Chirica C., Sunda I. und *Suciu O.* : **Automatisches Verfolgungsverfahren der vertraglichen Disziplin in den metallurgischen Unternehmen.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 611–615

DK 669.183.21 : 621.18

Derigault A. : **Einige Betrachtungen über Rekuperatorkessel für Martinöfen.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 616–618

DK 621.731. : 621.73.034

Codreanu M. : **Einige Gesichtspunkte des heutigen Stand der internationalen wissenschaftlichen-technischen Zusammenarbeit auf dem Gebiete des Gesenkschmiedens.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 619–621

DK 621.745.35 : 666.76

Stanciu I. : **Einfluss verschiedener Faktoren auf die Lebensdauer der feurfesten Auskleidung der Induktionsöfen.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 622–623

CONTENTS

DC 662.749.2–97 : 662.764 567 571

Mazur Margareta and *Forizs Șt.* : **Research work on the influence of the coking temperature on certain raw coke gas chemical products.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 567–571

DC 621.771.016.3 : 621.77.06

Popescu Gh. M. : **The double reduction technique and the constant gap mill for cold rolling.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 572–578

DC 669.131.8 : 669.15.194 : 621.92.004.6

Crudu I, Neculăiasa V., Avram M., Brătescu C., Moraid R. and *Ștefănescu Gh.* : **Studies and research work on the wear behaviour in sliding and rolling abrasion conditions of certain pearlitic malleable cast iron and quality steel couples.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 579–583

DC 621.97 : 517

Chiriță V. : **Contributions to the calculation of counterstrike hammers.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 584–589

DC 669.15'3–194 : 629.123

Fotache I. : **Copper alloy steel for the 12 000 tdw cargo boat sternpost.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 590–592

DC 628.83 : 628.81

Drăghici N. N. : **Combined production shop ventilation and radiant heating.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 593–596

DC 621.731.2 : 621.733

Lammert Fr. : **Considerations regarding certain special operating conditions of horizontal forging machines.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 597–600

DC 666.76 : 338.062.221 : 543

Paniti Maria : **Quick determination of the aluminium trioxide in raw materials and refractory materials.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 601–603

DC 66.046.58/59 : 543

Seceleanu Ludmila, Tudoriu Eugenia and *Popescu Florica* : **On the utilization of urotropine in the complexonometric analysis of slag.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 604–606

DC 338.062.413

Davideanu N. and *Ungureanu D.* : **Certain aspects of the labour productivity increase in the Iași „Metalurgica" Works.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 607–610

DC 338.063.3 : 338.063.7

Dobrin I., Chirica C., Sunda I. și *Suciu O.* : **Automatic order tracking in metallurgical entreprises.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 611–615

DC 669.183.21 : 621.18

Derigault A. : **Some considerations regarding open-hearth furnace waste-heat boilers.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 616–618

DC 621.731.2 : 621.73.034

Codreanu M. : **Certain aspects of the present international technical and scientifical colaboration in the field of forging drop.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 619–621

DC 621.745.35 : 666.76

Stanciu I. : **The influence of various factors on the life of induction furnace refractory lining.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 622–623

SOMMAIRE

CD 662.749.2–97 : 662.764

Mazur Margareta et *Forizs Şt.* : **Recherches sur l'influence de la température de cokéfaction sur certains produits chimiques du gaz de coke brut.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 567–571

CD 621.771.016.3 : 621.77.06

Popescu Gh. M. : **La double réduction et la cage à saut constant pour le laminage à froid.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 572–578

CD 669.131.8 : 669.15.194 : 621.92.004.6

Crudu I., Neculăiasa V., Avram M., Brătescu C., Moraid R. et *Ştefănescu Gh.* : **Études et recherches sur le comportement à l'usure abrasive lors du roulement à glissement de certains couples en fonte malléable perlitique et en acier au carbone de qualité supérieure.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 579–583

CD 621.97 : 517

Chiriţă V. : **Contributions au calcul des marteaux à contrecoup.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 584–589

CD 669.15'3–194 : 629.123

Fotache I. : **Acier allié au cuivre pour l'étambot du cargo de 12 000 tdw.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 590–592

CD 628.83 : 628.81

Drăghici N. N. : **La ventilation des halles combinée avec le chauffage par radiation.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 593–596

CD 621.731.2 : 621.733

Lammert Fr. : **Considérations sur quelques cas particuliers de forgeage sur les machines à forger horizontales.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 597–600

CD 766 .76 : 338.062.221 : 543

Paniti Maria : **La détermination rapide du trioxyde d'aluminium contenu dans les matières premières et les produits réfractaires.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 601–603

CD 66.046.58/.59 : 543

Seceleanu Ludmila, Tudoriu Eugenia et *Popescu Florica* : **L'emploi de l'urotropine à l'analyse complexonométrique du laitier.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 604–606

CD 338.062.413.

Davideanu N. et *Ungureanu D.* : **Quelques aspects de l'augmentation de la productivité du travail à l'usine „Metalurgica" de Jassy.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 607–610

CD 338.063.2 : 338.063.7

Dobrin I., Chirica C., Sunda I. et *Suciu O.* : **Système automatique pour surveiller la discipline contractuelle dans les entreprises métallurgiques.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 611–615

CD 669.183.21 : 621.18

Derigault A. : **Quelques considérations sur les chaudières à récupération pour les fours Martin.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 616–618

CD 621.731.2 : 621.73.034

Codreanu M. : **Quelques aspects de l'état actuel de la collaboration internationale technique et scientifique dans le domaine du forgeage et de l'estampage.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 619–621

CD 621.745.35 : 666.76

Stanciu I. : **L'influence des différents facteurs sur la durabilité du revêtement réfractaire du four à induction.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 622–623

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 662.749.2 – 97 : 662.764

Мазур Маргарета и Форизс Шт.: **Исследования по влиянию температуры коксификации на некоторые химические продукты сырого коксового газа**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 567–571

ДК 621.771.016.3 : 62.77.06

Попеску Г. М.: **Двухкратное обжатие и клеть с постоянным зазором для холодной прокатки**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 572–578

ДК 669.131.8 : 669.15 – 194 : 621.92.004.6

Кругу И., Некулэяса Б., Аврам М., Брэтеску К., Мораид Р. и *Штефэнеску Г.:* **Исследования поведения в отношении износа фрикционных пар из перлитного ковкого чугуна и качественной углеродистой стали, в условиях абразивного каченияскольжения**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 579–583

ДК 621.97 : 517

Крицэ В.: **К расчету молотов с противоударом**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 584–589

ДК 669.15′ 13 – 194 : 629.123

Фотаке И.: **Сталь легированная медью для ахтерштевня суден полной грузоподъемностью в 12 000 т**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 590–592

ДК 628.83 : 628.81

Дрэгич Н. Н.: **Комбинирование вентиляции металлургических пролетов, с излучательным нагревом**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 593–596

ДК 621.731.2 : 621.733

Ламмерт Фр.: **О некоторых специальных случаях при ковке на горизонтальных ковочных машинах**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 597–600

ДК 666.76 : 338.062.221 :543

Панити Мария: **Скоростное определение триокиси алюминия в сырьевых материалах и в огнеупорных изделиях**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 601–603

ДК 66.046.58.59 : 543

Сечеляну Людмила, Тудорiу Еуджения и *Попеску Флорика:* **Применение уротропина при комплексометрическом анализе шлаков**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 604–606

ДК 338.062.413

Давидяну Н. и *Унгуряну Д.:* **Некоторые аспекты касающиеся повышения производительности труда на „Металлургическом" заводе — Яссы**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 607–610

ДК 338.063.2 : 338.063.7

Добрин И., Кирикэ К., Сунда И. и *Сучу О.:* **Автоматизированная система учета договорной дисциплины в металлургических предприятиях**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 611–615

ДК 669.183.21 : 621.18

Дериголт А.: **Некоторые соображения касающиеся котлов утилизаторов для мартеновских печей**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 616–618

ДК 621.731.2 : 621.73.034

Кодряну М.: **Некоторые аспекты касающиеся современного состояния научно-технического международного сотрудничества в области ковки — штамповки**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 619–621

ДК 621.745.35.666.76

Станчиу И.: **Влияние различных факторов на износостойкость огнеупорной футеровки индукционной электропечи**

Metalurgia 20 (1968), nr. 10, p. 622–623

E 3280

METALURGIA

Anul 20 nr. 10 Octombrie 1968

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Mazur Margareta şi *Forizs Şt.* : **Cercetări privind influenţa temperaturii de cocsificare asupra unor produse chimice din gazul de cocs brut** . . . 567

Popescu Gh. M. : **Dubla reducere şi caja cu salt constant pentru laminarea la rece** 572

Crudu I., Neculăiasa V., Avram M., Brătescu C., Moraid R. şi *Ştefănescu Gh.* : **Studii şi cercetări privind comportarea la uzură în condiţii abrazive la rostogolire cu alunecare a unor cupluri din fontă maleabilă perlitică şi oţel carbon de calitate** . . 579

Chiriţă V. : **Contribuţii la calculul ciocanelor cu contralovitură** 584

Folache I. : **Oţel aliat cu cupru pentru etamboul cargoului de 12 000 tdw** 590

Drăghici N. N. : **Combinarea ventilaţiei halelor cu încălzirea prin radiaţie** 593

Lammert Fr. : **Consideraţii asupra unor cazuri speciale la forjarea pe maşinile de forjat orizontale** . . 597

REALIZĂRI TEHNICE . . . . . .

Paniti Maria : **Determinarea rapidă a trioxidului de aluminiu din materiile prime şi din produsele refractare** 601

Seceleanu Ludmila, Tudoriu Eugenia şi *Popescu Florica* : **Folosirea urotropinei la analiza complexonometrică a zgurei** 604

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Davideanu N. şi *Ungureanu D.* : **Unele aspecte ale creşterii productivităţii muncii la Uzina metalurgică — Iaşi** 607

Dobrin I., Chirica C., Sunda I. şi *Suciu O.* : **Sistem automatizat de urmărire a disciplinei contractuale în întreprinderile metalurgice** 611

Derigault A. : **Unele consideraţii privind cazanele recuperatoare pentru cuptoare Martin** 616

LUCRĂRI DE SINTEZĂ . . . . . .

Codreanu M. : **Unele aspecte privind stadiul actual al colaborării internaţionale tehnico-ştiinţifice în domeniul forjării — matriţării** 619

Stanciu I. : **Influenţa diferiţilor factori asupra durabilităţii căptuşelii refractare la cuptorul de inducţie** 622

RECENZII 624

INVENŢII 626

COMITETUL DE REDACȚIE

N. CRAFT, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÎDEA, V. HOLBAN, A. IEREMIA, I. ILCA, G. MIHEȚ, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, I. PRISECARU, MARIA ROȘIANU, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, O. TAKACS, I. TRIPȘA, SILVIA VACU, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI
Redactor: MARIA SAVU

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, Str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon : 16.04.22. Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament : 022001 B.N. a Republicii Socialiste România — Sectorul 1. M.I.M. — Oficiul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi : lei 150 anual ; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri : lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul : Întreprinderea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc. c. 5688

„Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.B. nr. 560/426/966".

42 406

METALURGIA

ANUL 20
Nr. 10
OCTOMBRIE
1968
BUCUREŞTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

MAGYAR ORSZÁGOS MŰSZAKI DOKUMENTÁCIÓS IRODA

STUDII ŞI CERCETĂRI

Cercetări privind influenţa temperaturii de cocsificare asupra unor produse chimice din gazul de cocs brut*

Ing. MARGARETA MAZUR şi ing. ŞT. FORIZS
Combinatul siderurgic — Hunedoara

CZ 662.749.2—97.:662.764

Influenţa calităţii materiei prime şi a ritmului de exploatare a fost arătată anterior, stabilindu-se rolul hotărîtor al amestecului de bază Lupeni — Uricani — Vulcan (L.U.V.) în variaţia unora din produsele chimice de la Uzina cocsochimică—Hunedoara (U.C.C.H.) [1].

În prezentul articol se fac unele observaţii privind influenţa temperaturii de cocsificare asupra formării produselor de cocsificare. Trebuie subliniat că, în cazul cocsificării clasice şi în special în cazul folosirii huilelor tinere, este necesar să se lucreze cu temperaturi mai ridicate în verticalele de încălzire şi cu o perioadă mai lungă de cocsificare.

Aceste condiţii specifice, impuse pentru realizarea cocsului metalurgic de calitate, determină într-o anumită măsură formarea produselor chimice primare şi transformarea lor ulterioară.

Schema simplificată de mişcare a produselor chimice în cuptorul de cocsificare în decursul procesului de transformări termoenergetice este redată în figura 1. După cum se vede în figura 1 este necesar a se face deosebirea dintre mişcarea produselor degazate în perioada de uscare şi deplasarea produselor chimice primare, formate în timpul stării plastice şi după aceasta, care se deplasează de la centru spre pereţii cuptorului, suferind cracarea primară. Fluxul de produse chimice, ajungînd în spaţiul dintre perete şi cocsul contractat, se ridică prin acest spaţiu unde este supus cracării secundare. Aceste produse, ajungînd în spaţiul de sub boltă, întîlnesc produsele simple deplasate prin centrul pilotului, suferind transformări suplimentare. Aceste transformări sînt cu atît mai adînci, cu cît temperatura în acest spaţiu este mai ridicată sau cu cît drumul parcurs în acest spaţiu este mai lung.

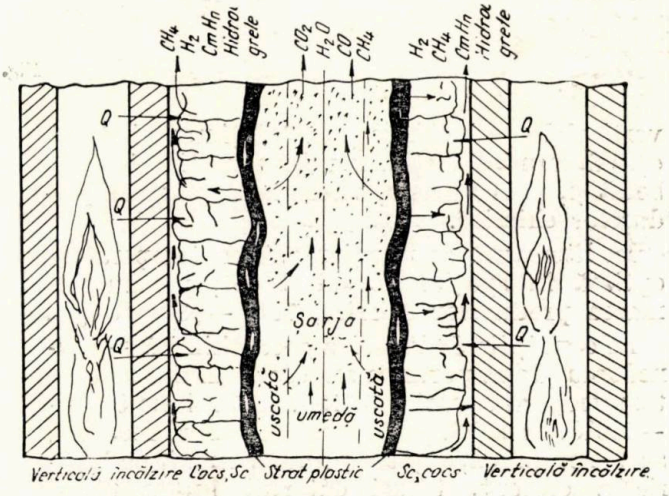


Fig. 1

* La efectuarea lucrării de cercetare au participat: ing. V. Dan, ing. N. Rotaru-Bologa, ing. E. Gherghel, tehn. T. Marcu şi E. Greff.

Reducerea timpului de staționare a produselor chimice în spațiul de sub boltă a stat în centrul atenției specialiștilor germani, care au folosit, în acest scop, două colectoare de gaz, mărind în felul acesta randamentul de toluen și xilen [2], [3].

Temperatura din spațiul de sub boltă este influențată în mod direct de temperatura din

La urmărirea influenței temperaturii asupra variației produselor chimice s-a folosit temperatura din verticale de încălzire, considerîndu-se că, la un regim termohidraulic bine stabilizat, variația temperaturii din verticale exprimă atît variația temperaturii din spațiul de sub boltă, cît și temperatura finală în spațiul axial al pilotului.

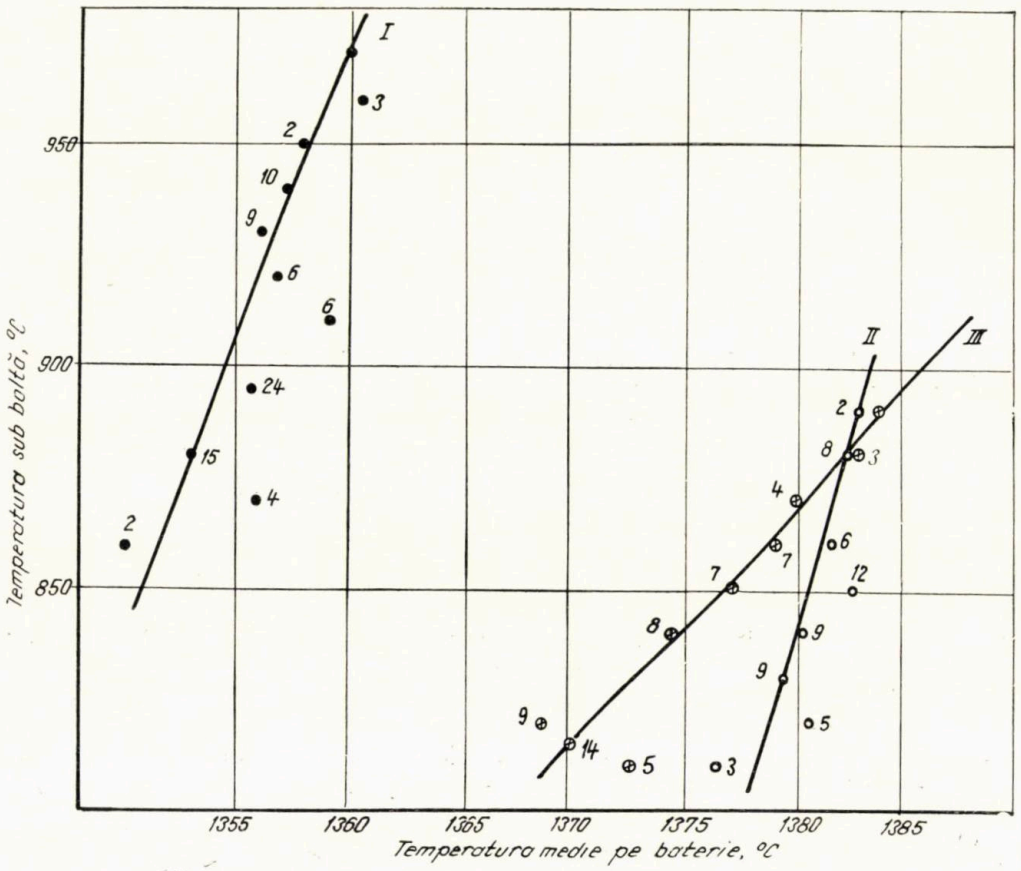


Fig. 2

verticalele de încălzire și de înălțimea pilotului, care determină secțiunea utilă a spațiului de sub boltă și, prin aceasta, viteza de deplasare a produselor chimice.

În literatură se menționează ca temperatură optimă în spațiul de sub boltă, pentru formarea produselor chimice, 700 — 800 °C [4].

În condițiile de la Uzina cocsochimică — Hunedoara, după pornirea secțiilor chimice această temperatură a variat în 1957 în limitele 850 — —980°C. În 1958, pe baza măsurărilor efectuate, s-a constatat că, deși temperatura medie pe baterie a crescut, totuși datorită îmbunătățirii exploatării cuptoarelor de cocs și menținerii constante a înălțimii șarjei la nivel mai ridicat, temperatura spațiului de sub boltă a scăzut sub 900°C (fig. 2: $I - H < 3\,500$ mm (1957); $II - H = 3\,500$ mm (1958); $III - H = 3\,600$ mm (1958)).

Toate observațiile privind variația produselor chimice în funcție de temperatură au domeniul de valabilitate pînă la temperatura de 900°C, în spațiul de sub boltă, în condițiile din 1958 (fig. 2).

În figura 3 este redată variația conținutului de metan, a celui de hidrogen și a puterii calorice a gazului de cocs, în funcție de temperatura din verticale. Din această figură rezultă că, la creșterea temperaturii de cocsificare, conținutul de metan din gaz (curba 1) scade, iar conținutul de hidrogen (curba 3) crește, ceea ce indică cracarea hidrocarburilor primare. Scăderea puterii calorice a gazului, redată în aceeași figură (curba 2), este o consecință directă a descompunerii metanului și a hidrocarburilor nesaturate.

În tabela 1 este redată compoziția medie a gazului de cocs.

După cum se vede din rezultatele prezentate în tabela 1, gazul de cocs final de la U.C.C.H. conţine o cantitate mai mare de oxid şi de bioxid de carbon, fapt care se datoreşte folosirii la cocsificare a huilelor tinere şi unui conţinut mai scăzut de metan, ceea ce reprezintă o consecinţă directă a creşterii temperaturii.

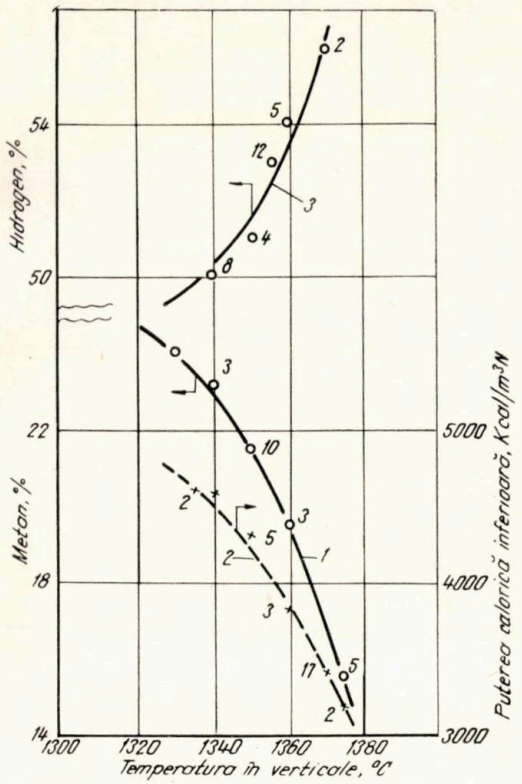


Fig. 3

Ambele fenomene explică puterea calorică relativ mică a acestui gaz, de ordinul a 3 600 kcal/Nm³, faţă de 4 000 — 5 000 kcal/Nm³ la

Tabela 1

Componenţi	Compoziţia gazului de cocs, % de volum
CO_2	7,4
C_mH_n	2,6
O_2	0,4
CO	10,7
H_2	52,3
CH_4	18,6
N_2	6,2
Q, kcal/Nm³	3 600

cocseriile care folosesc pentru cocsificare huile cu capacitate de aglutinare mai bună şi care necesită temperaturi de cocsificare mai scăzute [2].

Dependenţa conţinutului de hidrocarburi benzenice, a celui de hidrogen sulfurat şi amoniac faţă de temperatura din verticalele de încălzire este redată în figura 4 (curbele 3, 2, şi 1).

La o variaţie a temperaturii în limitele 1 340 — — 1 380°C în verticale de încălzire, ceea ce corespunde unei temperaturi a spaţiului de sub boltă de 800 — 900°C, conţinutul de hidrocarburi benzenice a variat în limitele 30 — 45 g/Nm³.

Aceste valori corespund unui randament de 1,29 — 1,42% hidrocarburi benzenice.

Creşterea puternică a conţinutului de hidrocarburi benzenice, în domeniul de valabilitate a diagramei, se datorează parţial şi descompunerii termice a unei părţi din gudronul primar, la trecerea acestuia prin spaţiul dintre cocs şi pereţii de încălzire care au o temperatură mult mai ridicată decît temperatura din spaţiul de sub boltă (fig. 4, curba 3).

Deşi nivelul absolut de hidrocarburi benzenice din gazul de cocs brut a crescut cu creşterea temperaturii, calitatea benzenului brut, privită

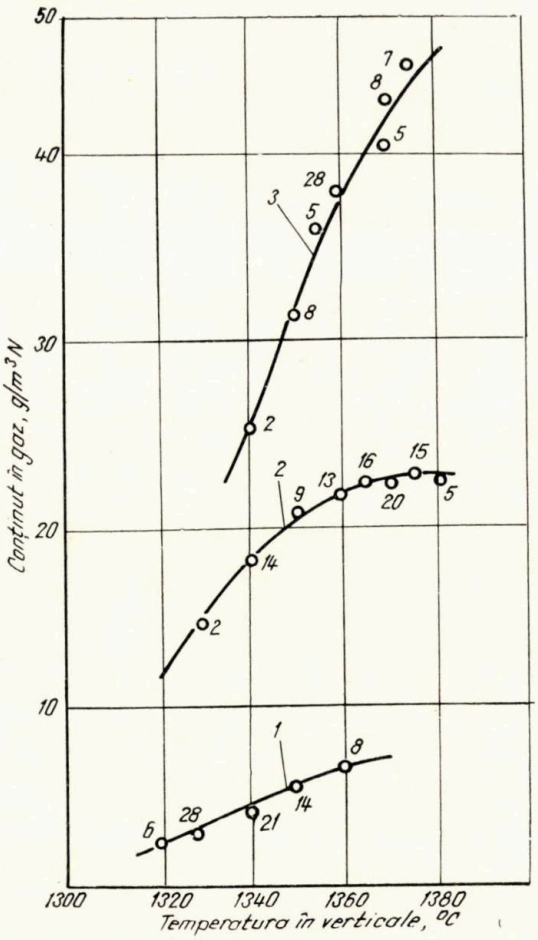


Fig. 4

sub aspect economic, s-a înrăutăţit. Aceasta se datorează descompunerii parţiale a toluenului şi a xilenului (produse deficitare).

Compoziția medie a benzenului brut pentru diferite domenii de temperatură în verticale este redată în tabela 2.

Tabela 2

Componenți	Compoziția benzenului brut, % la temperatura în verticale, °C	
	1 350–1 360	1 370–1 380
Fracția cap	1,1	1,8
Benzen	69,0	73,8
Toluen	19,5	16,4
Xilen	2,3	1,8
Reziduu	3,5	1,2
Pierderi	4,6	5,0
Indice de toluen	28,26	23,57

Ridicarea temperaturii în verticale, impusă de reducerea perioadei de cocsificare, creșterea participării huilelor import, precum și reducerea umidității șarjei au dus la scăderea în continuare a indicelui de toluen astfel, încît în condițiile din 1965 — 1966, indicele de toluen a variat în limitele 14 — 18%.

În prezent acest lucru nu mai este un deziderat, cerințele actuale de benzen fiind de cinci ori mai mari decît necesarul de toluen [7].

În general creșterea temperaturii de cocsificare duce la intensificarea trecerii compușilor cu azot în produsele volatile astfel, încît la temperaturi uzuale, numai 30 — 40% din azot rămîne în cocs.

În condițiile analizate, la un conținut inițial de 1,28 — 1,88% azot în șarje, conținutul de azot în cocs a fost 0,6 — 1,1%, iar repartiția azotului în diferitele produse de cocsificare a variat în următoarele limite: cocs — 30 — — 40%; gudron — 3 — 8%; gaz — 38 — 42%; apă — 12 — 17%. Se constată limite restrînse de variație a conținutului de azot trecut în gaz.

Determinarea compușilor cu azot s-a efectuat după răcirea primară a gazului de cocs. Dintre compușii cu azot, în figura 4 este redată variația conținutului de amoniac (curba 1) care reprezintă ponderea cea mai mare a compușilor cu azot din gaz.

Conținutul de acid cianhidric din gaz este supus aceleiași variații, în funcție de temperatură, ca și amoniacul, însă conținutul lui reprezintă variații în limitele 0,2 — 1,2 g/Nm³ în domeniul de variație a temperaturii de 1 320 — 1 380°C în verticale. Aceste valori sînt de circa cinci ori mai mici față de conținutul de amoniac, totuși reprezintă valori foarte mari, ținînd seama de influența puternic negativă pe care o au asupra recuperării hidrogenului sulfurat din gaz [5]. Conținutul de baze piridinice din gazul de cocs a variat în limitele 0,4 — 0,6 g/Nm³.

Influența temperaturii, în acest caz, rezultă în mod indirect din compoziția bazelor piridinice separate din gazul de cocs împreună cu sulfatul de amoniu. Compoziția bazelor piridinice este redată în tabela 3.

Conținutul ridicat de piridină este o consecință a temperaturii ridicate de cocsificare. Aceasta este în detrimentul bazelor piridinice superioare, care prezintă valoare de 6,37% pentru beta picolină și de 15,83% pentru alfa picolină.

Cea mai mare parte a compușilor cu sulf ai cărbunilor (atît sulful organic, cît și sulful anorganic), datorită condițiilor specifice de cocsificare, trece în cocs (60 — 70%) și numai 30 — — 40% trece în produsele chimice de cocsificare. Conținutul de sulf rămas în cocs și cel de sulf din produsele de cocsificare este invers față de conținutul respectiv al compușilor cu azot. Cu toată diferența esențială de repartizare a acestor compuși, caracterul de variație a compușilor cu sulf în produsele chimice în funcție de temperatură este același, ocupînd un loc intermediar între conținutul de hidrocarburi benzenice și amoniac.

Tabela 3

Component	Compoziția bazelor piridinice, %
Piridină	69,30
Alfa picolină	15,83
Beta picolină	6,37
Gama picolină	3,88
2,6 lutidină	2,46
Apă	2,16
Total	100,00

Repartiția sulfului în produsele de cocsificare, în perioada analizată [5], arată că cea mai mare parte a sulfului trecut în produsele chimice de cocsificare se găsește în gazul de cocs. Dintre compușii cu sulf din gaz, hidrogenul sulfurat este predominant și reprezintă în medie 75%.

Variația conținutului de hidrogen sulfurat din gaz în funcție de temperatura de cocsificare este redată tot în figura 4 (curba 2).

Randamentul de gudron este influențat de temperatură, în sensul că el scade treptat o dată cu creșterea temperaturii, pînă la atingerea nivelului de circa 850°C în spațiile de pirogenare. La creșterea temperaturii peste această limită, randamentul de gudron rămîne constant [6], fiind influențată numai compoziția acestuia. Din această cauză, randamentul de gudron a variat în limite foarte strînse în cursul anului 1958. S-au obținut în medie valori de 3,64% cu limite de variație 3,46— —3,73%.

Calitatea gudronului este determinată în mare măsură de conținutul de carbon liber, care reflectă parțial și variațiile compoziției acestuia. În figura 5 este redată variația acestui criteriu a gudronului în funcție de temperatură.

Densitatea gudronului a crescut în acest interval de temperatură de la 1,185 la 1,195. Nu se constată variaţii mari în ceea ce priveşte randamentul fracţiunilor de distilare, însă se observă ponderea mărită a hidrocarburilor aromatice grele.

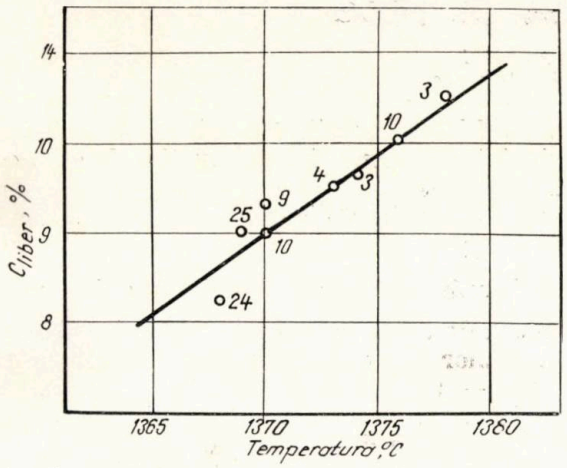


Fig. 5

Randamentele fracţiunilor de distilare au fost : 0,8 — 1,00 % la fracţiunea uşoară, 13 — 16% la fracţiunea naftalinică, 10 — 13% la fracţiunea de ulei mediu, 19 — 20% la fracţiunea antracenică şi 50 — 52% la smoală.

Concluzii. S-a stabilit dependenţa statistică a temperaturii medii din spaţiul de sub boltă de temperatura din verticalele de încălzire în condiţiile din 1957—1958 la U.C.C.H.Datorită îmbunătăţirii condiţiilor tehnologice, la încărcarea şi încălzirea cuptoarelor de cocs, la temperatura de 1 370 — 1 385°C (1958), temperatura spaţiului de sub boltă a scăzut sub 900°C.

În domeniul de variaţie a temperaturii în verticale şi a temperaturii corespunzătoare în spaţiul de sub boltă şi din centrul pilotului de 1 370 — 1 385°C, s-a constatat o creştere a principalilor componenţi ai gazului o dată cu creşterea temperaturii, excepţie făcînd metanul.

S-a constatat că, deşi comportarea compuşilor cu azot şi sulf în funcţie de temperatură este identică, gradul de trecere a acestor compuşi în gazul brut diferă : în timp ce compuşii cu sulf trec în gaz în proporţie de 40%, proporţia compuşilor cu azot trecută în gaz este de 60%. Aceasta indică o activitate mai puternică a compuşilor cu sulf în procesul cocsificării şi o repartizare periferică a compuşilor cu azot în structura masei cărbunoase.

Ca o consecinţă a mişcării produselor de descompunere primară din centrul pilotului spre pereţi, rolul principal în descompunerea lor termică îl are temperatura cocsului incandescent şi cea a pereţilor. Temperatura spaţiului de sub boltă are un rol secundar, avînd influenţă mai puternică la valori peste 850 — 900°C şi în cazul menţinerii timp mai îndelungat a produselor primare în acest spaţiu.

Creşterea temperaturii în spaţiile de pirogenare, la viteză constantă de cracare, duce la descompunerea hidrocarburilor grele, modificînd compoziţia lor.

Din cauza temperaturii care depăşeşte limita pirogenării primare, randamentul de gudron a variat în limite restrînse, produsele uşoare rezultate în urma pirogenării gudronului primar trecînd în gaz.

Schimbarea temperaturii în spaţiile de pirogenare, în limitele admise de calitatea cocsului, este un mijloc de a modifica compoziţia produselor chimice de cocsificare în funcţie de necesităţile economice.

RECHERCHES SUR L'INFLUENCE DE LA TEMPÉRATURE DE COKÉFACTION SUR CERTAINS PRODUITS CHIMIQUES DU GAZ DE COKE BRUT

On établit, du point de vue statistique et mathématique, la dépendance du rendement des produits chimiques de la température de cokéfaction.

Dans le domaine de la variation de la température le long des verticales de chauffage et dans le domaine de la température crée sous la voûte et dans le centre du pilote de 1370—1385°C, on a constaté une augmentation des éléments principaux du gaz, qui coïncide avec l'augmentation de la température; seul le méthane fait exception.

Le changement de la température dans les espaces de pyrogénation, dans les limites admises par la qualité du coke, est un moyen pour provoquer la modification de la composition des produits chimiques de cokéfaction en fonction des nécessités économiques.

RESEARCH WORK ON THE INFLUENCE OF THE COKING TEMPERATURE ON CERTAIN RAW COKE GAS CHEMICAL PRODUCTS

A statistical-mathematical approach is used to determine the relationship between the efficiency of the chemical products and the coking temperature.

An increase of the main gas components with the temperature rise has been observed in the temperature variation range within the heating verticals and in the area under the roof and in the centre of the pilot between 1370 and 1385°C, the only exception being methane.

The variation of the temperature in the pyrogenation areas, within the limits admitted by the quality of the coke, is a means of altering the composition of the coking chemical products in accordance with the economical requirements.

BIBLIOGRAFIE

[1] Mazur Margareta şi Forizs Şt. *Cercetări privind influenţa calităţii materiei prime şi a ritmului de exploatare asupra unor produse chimice din gazul de cocs brut.* Metalurgia, nr. 6, 1967, p. 305—307.

[2] Grosskinsky O. *Handbuch des Kokereiwesens. Vol. I.* Düsseldorf, Karl Knapp Verlag, 1955.

[3] Beckmann R. Brennstoff-Chemia 44, nr. 10, 1963, p. 295—326.

[4] Belov K. A. *Captarea produselor chimice de cocsificare.* Harcov, Metallurg, 1949.

[5] Mazur Margareta, Dan V. şi Beşliu Laura. *Recuperarea sulfului din gazul de cocs.* Metalurgia, nr. 8, 1966, p. 433—436.

[6] Deşalit G. T. *Tehnologia producţiei de cocs.* Harcov, Metallurg, 1947.

[7] Bissery M. H. Chimie et Industrie, 97, nr. 5, 1967, p. 661—678.

Dubla reducere şi caja cu salt constant pentru laminarea la rece

Ing. GH. M. POPESCU
Institutul pentru proiectări de laminoare

CZ. 621.771.016.3 : 621.77.06

În lucrarea [1] s-au expus foarte pe scurt unele consideraţii teoretice şi practice cu privire la laminarea la rece a tablelor subţiri şi ultrasubţiri, dîndu-se şi cîteva elemente asupra laminării la rece prin aplicarea tehnologiei cu „dublă reducere".

Cercetările şi experimentările întreprinse cu privire la această tehnologie, la extinderea ei în producţia mondială de table şi benzi subţiri destinate cositoririi, cu toate consecinţele economice favorabile — despre care s-a vorbit şi în articolul menţionat —, au solicitat şi pe constructorii de maşini să caute şi să găsească utilaje noi, capabile să prelucreze la rece asemenea benzi de oţel, cu viteze de lucru mari şi cu o cît mai mică abatere de la dimensiunile geometrice prescrise. Un asemenea utilaj complex, cu rezultate promiţătoare, este şi „caja cu salt constant", construită de firma LOEWY ROBERTSON şi pusă recent în funcţiune într-o linie cu trei caje, la uzina „TROSTRE" din Anglia (Wales).

Cunoscîndu-se interesul din ţara noastră pentru viitoarele dotări ale secţiilor de laminare la rece a benzilor din oţel carbon, printre care şi tablele şi benzile cositorite, în prezentul articol se va face o sumară analiză a tehnologiei cu „dublă reducere", expunîndu-se totodată şi principiile constructive şi funcţionale ale „cajei cu salt constant", care se pare că are cele mai multe şanse în aplicarea cu succes a acestei tehnologii.

Laminarea la rece cu dublă reducere

Faţă de tehnologia clasică a laminării la rece a benzilor din oţel, cu reduceri totale de pînă la 85 — 90%, într-un laminor reversibil sau continuu, cu un tratament termic final, urmat de operaţia de dresare tehnologia cu dublă reducere impune un tratament termic intermediar după care se aplică cea de-a doua laminare, cu o reducere totală de 20 — 70%. În mod normal, obţinerea benzilor subţiri şi ultrasubţiri se încheie cu cea de-a doua reducere. În ultimul timp însă, pe baza cercetărilor efectuate mai ales la Steel Company of Wales (Anglia), s-a ajuns la concluzia necesităţii unor operaţii tehnologice suplimentare după dubla reducere, respectiv a unui tratament termic final şi a unei eventuale repetări a dresării.

Schematic, cele două tehnologii, cu indicarea grosimii benzii, pentru un exemplu care foloseşte drept materie primă o bandă laminată la cald de 2,0 mm, se prezintă astfel:

a) **tehnologia clasică**

operaţia	*grosimea benzii*
— decapare	2,00 mm
— laminare la rece pe un laminor continuu cu 4—5 caje	87,5 % → 0,25 mm
— curăţare (degresare)	
— tratament termic în cuptor clopot sau cuptor continuu	
— dresare (1—3%)	0,25 mm
— pregătire pentru cositorire	0,25 mm

b) **tehnologia cu dublă reducere**

operaţia	*grosimea benzii*
— decapare	2,00 mm
— laminare la rece pe un laminor continuu cu 4—5 caje	87,5% → 0,25 mm
— curăţare (degresare)	
— tratament termic intermediar în cuptor clopot sau cuptor continuu	40—60%
— a doua laminare la rece (dubla reducere) pe un laminor continuu de reducere-dresare cu 2—3 caje	0,15—0,10 mm
— pregătire pentru cositorire	0,15—0,10 mm

alternativă

— curăţare (degresare)	0,15—0,10 mm
— tratament termic final, în cuptor-clopot sau în cuptor continuu	
— dresare (1—1,5%)	0,15—0,10 mm
— pregătire pentru cositorire	0,15—0,10 mm

Alternativa cu operaţiile de degresare după a doua reducere, tratamentul termic final şi eventuala dresare finală nu sînt deocamdată definite ca obligatorii. Asupra importanţei acestora, cu indicarea consecinţelor în ceea ce priveşte structura şi proprietăţile benzii astfel obţinute, se va reveni.

Domenii de aplicare

Tehnologia de laminare cu dublă reducere s-a impus prin cerinţa mereu crescîndă pe piaţa mondială a tablelor şi benzilor cositorite, capabile să cîştige întrecerea cu celelalte ambalaje (aluminiu, hîrtie, sticlă, materiale plastice etc.). Condiţiile impuse de această concurenţă solicitau benzilor din oţel cositorite următoarele : un preţ de cost scăzut prin subţirimea benzii — suprafaţă cît mai mare din aceeaşi cantitate de metal — şi prin uniformitatea stratului de cositor depus ; o rezistenţă mărită fără a afecta — pe cît posibil — proprietăţile de alungire, ambutisare etc.

Din punctul de vedere al rezistenţei, treptele de duritate, măsurate prin metoda HR 30—T* se clasifică după nomenclatura americană, intrată în uzul comercial internaţional, prin prescurtarea T (temper) şi anume :

— T_3 cu 45—50 HR 30—T şi TU cu 54—60 HR 30—T, pentru tabla cositorită, obişnuită ;

— T_6 cu 67—73 HR 30—T, pentru tabla cositorită cu cea mai mare rezistenţă obţinută prin tehnologia clasică de laminare la rece ;

— T_7 cu 71—78 HR 30—T şi T_8 cu 75—83 HR 30—T, pentru tabla cositorită subţire şi ultrasubţire cu rezistenţă şi mai mărită, obţinută prin tehnologia cu dublă reducere.

Pentru tablele şi benzile cu duritatea T_7 şi T_8 s-au făcut şi experimentări, pornindu-se de la laminarea obişnuită — clasică —, după care s-a aplicat o recoacere parţială sau o recoacere rapidă supracritică.

Recoacerea parţială este brevetată de Youngstown Sheet and Tube Co. (S.U.A.) şi se bazează pe un tratament incomplet, riguros controlat (max. $\pm$ 10°C) şi este strîns legată de compoziţia oţelului şi de gradul de reducere totală. Controlul riguros al temperaturii, ca şi ceilalţi factori impuşi de material, nu permite deocamdată aplicarea acestei metode pe scară industrială.

Recoacerea rapidă supracritică se bazează pe creşterea rezistenţei prin formarea produselor intermediare de transformare a austenitei la răcirea rapidă, de la temperaturile de recoacere supracritice (peste A_{c_1}). Metoda este, de asemenea, condiţionată de compoziţia oţelului, de gradul de ecruisare şi de controlul riguros al temperaturii. Ea se aplică pe scară industrială la Inland Steel Co. (S.U.A.) şi este în fază de cercetări şi experimentări în Europa.

Influenţa diferiţilor factori asupra tehnologiei cu dublă reducere. Cercetările întreprinse asupra modului cum influenţează cilindrii de laminare,

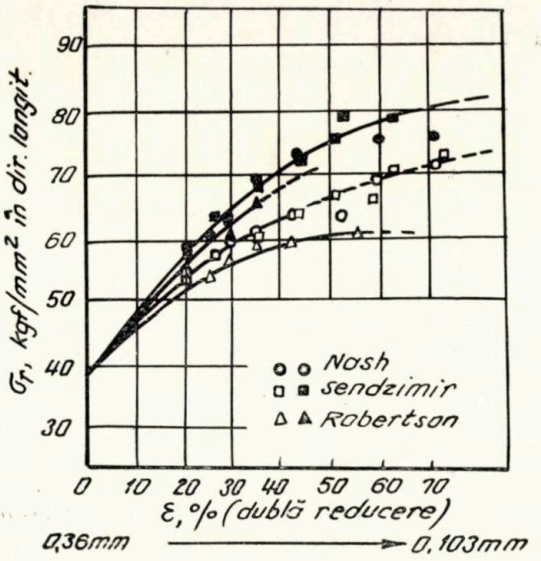


Fig. 1

tracţiunea în bandă, grosimea benzii, felul tratamentului termic (intermediar şi final), dresarea etc. asupra tehnologiei cu dublă reducere au dus deocamdată la următoarele concluzii :

Diametrul cilindrilor de lucru la laminorul care efectuează cea de-a doua reducere nu are o influenţă prea mare asupra proprietăţilor benzii obţinute după reducerea la rece sau asupra tratamentelor care urmează acestei operaţii (fig. 1 : Nash — cu ∅ 165 ; Sendzimir — cu ∅ 25,4 ; Robertson — cu ∅ 254 mm (Variaţia diametrului cilindrilor de lucru în raportul 1 : 10)).

De asemenea, nici tensiunea în bandă (laminarea cu sau fără tensiune) în treapta a doua de reducere nu a înregistrat variaţii prea importante.

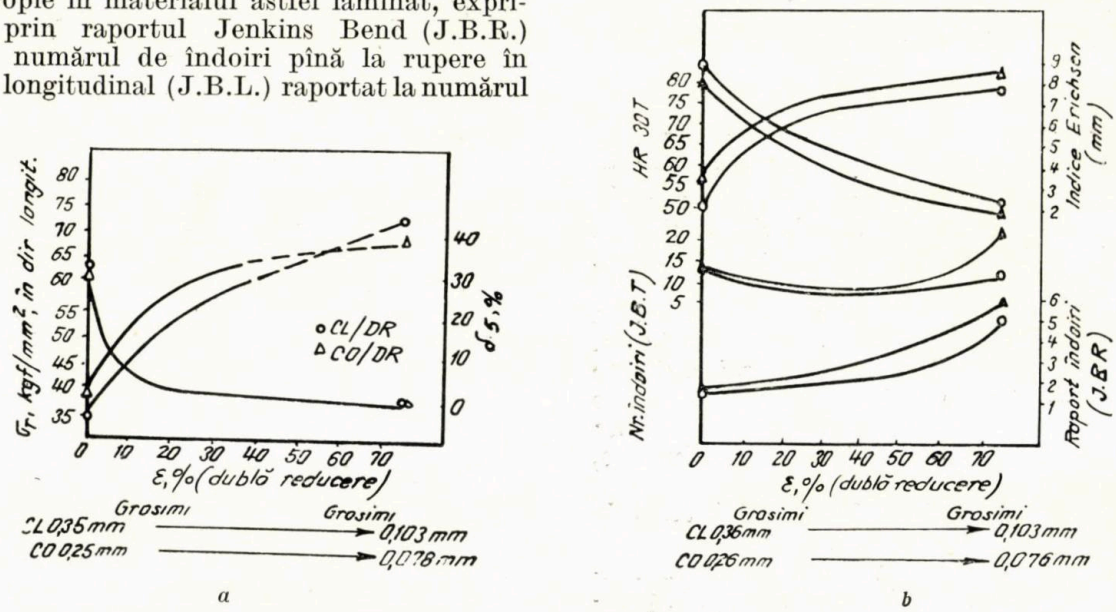
Grosimea benzii, deşi mult discutată, datorită greutăţilor ivite la prelucrarea probelor la benzile sub 0,20 mm, prezintă o importantă influenţă, mai ales asupra indicelui Erichsen (ambutisare) şi asupra numărului de îndoiri pînă la începerea ruperii.

În cursul celei de-a doua reduceri la rece se modifică substanţial : rezistenţa la rupere, duritatea, alungirea, numărul de îndoiri pînă la ruperea benzii etc. În figura 2 sînt analizate modificările proprietăţilor fizico-mecanice suferite de benzile din oţel, laminate la rece, după aplicarea operaţiei de dublă reducere (*DR*). În cele două diagrame s-a trecut şi influenţa pe care o are felul tratamentului termic — cuptor clopot (*CL*) şi, respectiv, cuptor continuu (*CO*) — înaintea celei de-a doua reduceri la rece.

* HR 30-T = Rockwell 30 T.
Se determină cu o bilă de oţel de 1/16", la o sarcină de regim de 30 kgf, cu preîncărcare de 3 kgf.

Se constată : o creştere a durităţii şi a rezistenţei la rupere şi o scădere importantă a alungirii şi a indicelui Erichsen. Alungirea (δ_5), de exemplu, scade sub 1% la reduceri peste 25%. De asemenea, se remarcă o pronunţată anizotropie în materialul astfel laminat, exprimată prin raportul Jenkins Bend (J.B.R.) adică : numărul de îndoiri pînă la rupere în planul longitudinal (J.B.L.) raportat la numărul de îndoiri pînă la rupere în planul transversal (J.B.T.).

Cercetările efectuate, în special asupra tablelor cu duritatea T_7, obţinute prin tehnologia cu dublă reducere, la care s-a aplicat apoi un tratament termic final, subliniază deocamdată rezultate pozitive pentru menţinerea rezistenţei şi în paralel pentru obţinerea unei ductilităţi îmbunătăţite faţă de tehnologia fără acest tratament. S-au făcut determinări şi prin aplicarea unui tratament termic final la temperaturi joase (cca. 500°C), condiţionîndu-se costul acestei operaţii de îmbunătăţirile obţinute în banda laminată.



a *b*

Fig. 2

Pentru exemplificare se dau, în tabela 1, proprietăţile benzilor cu duritatea T_7 astfel prelucrate, pentru două combinaţii de tratament termic, înainte şi după dubla reducere (între cuptoarele clopot şi cuptoarele continue) şi cu reduceri în treapta a doua de 35%, respectiv de 40%.

Cercetările în privinţa importanţei tratamentului termic final ca şi a celei de-a doua operaţii

Tabela 1

Proprietăţi	Banda de 0,234 mm după dubla reducere cu 35%			Banda de 0,157 mm după dubla reducere cu 40 %		
	Tehnologia aplicată*					
	CL-DR	CL-DR-CL	CL-DR-CO	CO-DR	CO-DR-CL	CO-DR-CO
Duritatea HR 30 T	74	74,5—69	73—69	79	77,5—69	77—69
Indicele Erichsen, mm	4,9	4,0—5,2	3,5—5,2	3—4	3,5—5,3	2,9—5,1
Rezistenţa σ_r (kgf/mm²), în direcţie longitudinală	60,6	59,1—47,2	60,6—49,6	66,1	64,6—47,2	64,6—45,7
Alungirea δ_5 %, în direcţie longitudinală	1	6—9	6—12	1	2—8	2—10
Numărul de îndoiri în plan transversal (J.B.T.)	8	9—13	10—14	9	14—22	13—25
Raportul J.B.R.	2	2—1,5	1,8	2,9	2,1—1,8	2,1—1,7
Domeniul temperaturii de tratament termic final °C	—	440—495	545—605	—	440—500	545—610

* *CO* — cuptor continuu ; *CL* = cuptor clopot ; *DR* = dubla reducere.

de dresare, în cadrul tehnologiei cu dublă reducere, nu sînt şi nu trebuie considerate încheiate. Asemenea operaţii suplimentare sînt destul de costisitoare şi deocamdată nu se justifică pentru întreaga producţie de table şi benzi subţiri şi ultrasubţiri astfel obţinute. Rezultatele cercetărilor tehnice şi economice, pe care le va confirma viitorul, impunînd varianta cu sau fără tratamentul termic final etc. vor trebui să stea şi în atenţia specialiştilor din ţara noastră, deoarece există toate condiţiile necesare pentru dezvoltarea industriei de ambalaje la nivelul cerinţelor pe piaţa mondială.

Caja de laminare la rece cu salt constant

Caja de laminare la rece cu salt constant este patentată de firma LOEWY ROBERTSON din Bournemouth — Anglia şi a fost construită iniţial pentru laminarea benzilor din aluminiu.

O delegaţie a Ministerului Industriei Metalurgice din România a văzut acest laminor în lucru la uzinele DALGORROD din Anglia, în luna aprilie 1967. Rezultatele erau promiţătoare. Experienţa de la Dalgorrod în prelucrarea aluminiului, caracterizată printr-un înalt grad de uniformitate a grosimii benzii, cu toleranţe strînse şi cu multă uşurinţă în exploatarea noului tip de laminor, a determinat pe cei de la Steel Company of Wales — Anglia — să comande pentru uzina TROSTRE, specializată pe producţia de table şi benzi cositorite, o linie formată din trei asemenea caje cu salt constant, pentru aplicarea tehnologiei cu dublă reducere.

datele comunicate în literatura de specialitate (The British Steel maker, ianuarie 1968) rezultă următoarele :

— dimensiunile cilindrilor de lucru sînt de $585 \times 1\,220$ mm şi ale cilindrilor de sprijin, de $1\,348 \times 1\,220$ mm ;

— viteza maximă de laminare este de 1 680 m/min (28 m/s) ;

— laminorul poate fi folosit atît pentru dubla reducere, cît şi pentru laminarea de dresare obişnuită (temper) pentru benzile destinate cositoririi după tehnologia clasică ;

— folosirea sistemului de reglare hidraulică a permis o mare flexibilitate în alegerea modurilor de lucru la acest laminor. Astfel, de exemplu : pentru operaţia de dresare (temper) cu reduceri mici şi cînd grosimea benzii laminate la rece şi tratată termic nu mai poate fi corectată, se lucrează prin menţinerea constantă a forţei de laminare. Acest sistem permite obţinerea de benzi dresate cu o bună suprafaţă şi cu proprietăţi fizico-mecanice cît mai uniforme. În cazul dublei reduceri, prima cajă se poate regla în sensul menţinerii presiunii constante, pentru o trecere uşoară, similară dresării, a doua cajă efectuează laminarea propriu-zisă şi se reglează prin saltul constant al cilindrilor de lucru, necesar uniformizării grosimii benzii, iar caja a treia, lucrînd cu reduceri mai mici, foloseşte reglarea prin presiune constantă, ca şi la caja întîi.

Alte particularităţi aplicate la acest laminor constau în : folosirea de tiristoare pentru echipamentul electric al acţionărilor ; acţionarea

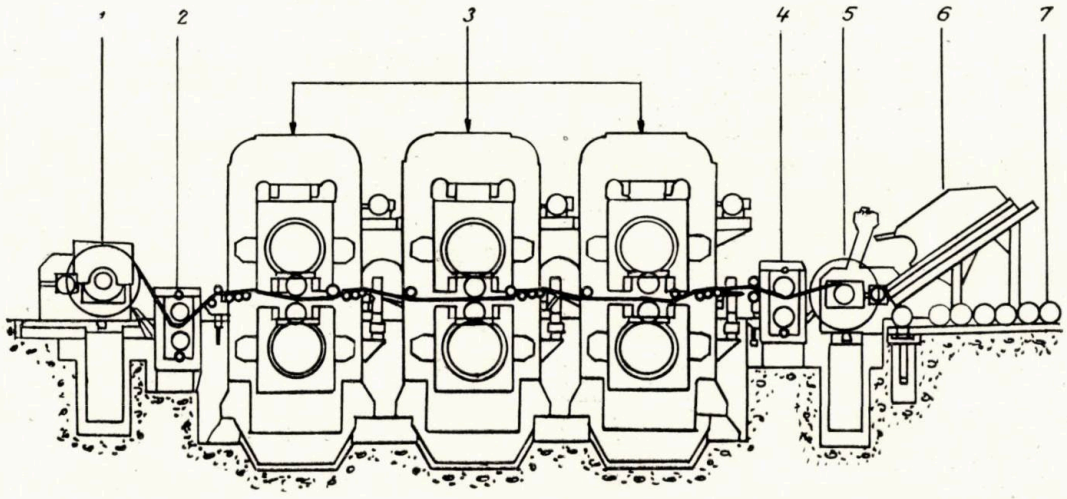


Fig. 3

Această linie de laminare (fig. 3 : *1* — desfăşurător ; *2* — rolă de intrare ; *3* — cajele laminorului ; *4* — rolă de ieşire ; *5* — înfăşurător ; *6* — înfăşurător cu curea ; *7* — rampă de mosoare), prima de acest fel în siderurgia mondială, a fost realizată şi dată în exploatare la uzina TROSTRE în semestrul II al anului 1967. Din

individuală a cilindrilor de lucru ; lagăre pe rulmenţi cu role conice atît la cilindrii de lucru, cît şi la cei de sprijin (s-a renunţat la lagăre cu film de ulei la cilindrii de sprijin) ; schimbarea mecanizată a cilindrilor de lucru ; înfăşurarea benzilor cu tensiune pe un cilindru rigid (mosor), pentru evitarea turtirii rulourilor

— avîndu-se în vedere subţirimea benzii — şi altele.

Caracteristici constructive şi funcţionale ale cajei cu salt constant. Principala diferenţă constructivă între noua cajă de laminare patentată de LOEWY şi cea obişnuită o constituie mecanismul de reglare şi de control al deschi-

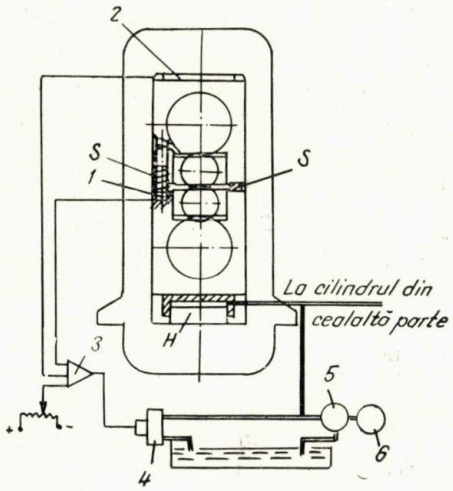


Fig. 4

derii între cilindrii de lucru. Scopul acestei construcţii este menţinerea constantă — cu un înalt grad de precizie — a deschiderii (saltului) între cilindrii de lucru ai unei caje cuarto şi deci şi a grosimii benzii, indiferent de factorii care influenţează forţa de separare a cilindrilor.

Caja se compune din două cadre închise (fig. 4: *1* — mesdoză I; *2* — mesdoză II; *3* — amplificator; *4* — ventil de servocontrol; *5* — pompă; *6* — motor; *S* — şurub; *H* — piston hidraulic), care n-au în partea de sus obişnuitul gol pentru trecerea şurubului de presiune.

Portlagărele cilindrului de sprijin superior se reazimă pe partea de sus a cadrelor. Distanţa dintre portlagărele cilindrului de sprijin superior şi ale celui inferior este reglată şi menţinută cu ajutorul unor şuruburi (*S*) acţionate de cîte un motor lateral. Ele sînt montate în portlagărele superioare şi apasă pe cele inferioare. Şuruburile *S* modifică deschiderea dintre cilindri şi condiţionează astfel grosimea benzii laminate, la fel ca la un laminor convenţional cu şuruburi de presiune. Deosebirea constă însă în dimensiunile şi poziţia lor în cajă, ca şi în acţionarea lor numai în perioada fără laminat între cilindri; din această cauză motoarele sînt mici, necesită puteri reduse şi nu se pune condiţia de rapiditate în răspuns. După cele constatate la Dalgorrod, reglajul şi poziţionarea acestor şuruburi nu se fac pentru trepte mai mici de 0,50 mm.

În ceea ce priveşte portlagărul cilindrului de sprijin inferior, el este impins de jos în sus pe şurubul *S*, cu ajutorul unui piston hidraulic *H*, montat în partea inferioară a cadrului. Presiunea hidraulică exercitată de fapt de o forţă de apăsare de jos în sus, mai mare decît forţa de laminare, face ca portlagărele cilindrilor de sprijin şi şuruburile *S* să fie tot timpul pretensionate.

Saltul dat de cadru, prin deformarea sa elastică, nu are nici un efect asupra grosimii laminatului, deoarece este preluat tot timpul de acţiunea pistonului hidraulic *H*. Din aceste motive caja cu salt constant LOEWY poate fi considerată cu mult mai rigidă decît un laminor convenţional. Relaţiile matematice de mai jos vor expune şi justifica acest mod de lucru al cajei:

Grosimea benzii laminate h_1 este dată de relaţei:

$$h_1 = h_0 + \frac{P}{K_c} - \frac{S}{K_s}, \qquad (1)$$

în care:

h_0 este deschiderea cilindrilor fără laminat între cilindri;
P — forţa de laminare;
S — forţa de tensionare a şuruburilor;
K_c — rigiditatea cilindrilor şi a lagărelor (se exprimă prin raportul forţă/deformare);
K_s — rigiditatea şuruburilor (acelaşi raport).

Pentru ca h_1 să fie constant se impune ca suma $\frac{P}{K_c} - \frac{S}{K_s}$ să fie constantă sau:

$$\frac{K_s}{K_c} \cdot P - S = \text{const.} \qquad (2)$$

Pe de altă parte, din echilibrul forţelor rezultă:

$$R = P + S, \qquad (3)$$

în care:

R este forţa hidraulică de apăsare de jos în sus

sau:

$$\frac{K_s}{K_c}(R - S) - S = \text{const.} \qquad (4)$$

sau:

$$\frac{K_s}{K_s + K_c} R - S = \text{const.} \qquad (5)$$

Relaţia (5), exprimată prin valorile cunoscute K_s şi K_c, măsoară pe R — forţa hidraulică şi S — forţa de tensionare a şuruburilor, faţă de o referinţă constant prestabilită pentru a satisface condiţiile puse prin relaţia (1).

Exemplu de calcul:

Se presupune — la un moment dat — o forţă de laminare P, de 500 t, şi o forţă de tensionare a şuruburilor S, de 180 t. Conform relaţiei (3), apăsarea hidraulică R va fi:

$$R = P + S = 500 + 180 = 680 \text{ t.}$$

Dacă se ia raportul $\frac{K_s}{K_c} = 3$, după relaţia (2) rezultă :

$$\frac{K_s}{K_c} P - S = 1\,500 - 180 = 1\,320 \text{ t (valoare constantă).}$$

Se pune întrebarea : ce valori trebuie să aibă R şi S, dacă în cursul laminării forţa de laminare P creşte, dintr-un motiv oarecare, de la 500 la 550 t, fără a modifica poziţia şuruburilor S şi cu menţinerea saltului constant între cilindri ?

Conform relaţiei (2) rezultă :

$\frac{K_s}{K_c} P - S = 3 \times 550 - S = 1\,320$ t ; deci $S = 1\,650 - 1\,320 = 330$ t, iar R va deveni : $R = P + S = 550 + 330 = 880$ t.

Se verifică dacă prin valoarea de referinţă stabilită sistemului se respectă aceste valori ale lui R şi S.

Valoarea de referinţă — conform relaţiei (5) — cu datele iniţiale, va fi :

$$\frac{K_s}{K_s + K_c} R - S = 0{,}75 \times 680 - 180 = 510 - 180 = 330 \text{ t}$$

şi cu datele corectate, după modificarea forţei P :

$$0{,}75 \cdot 880 - 330 = 660 - 330 = 330 \text{ t.}$$

Rezultatul este acelaşi, deci condiţia pusă sistemului s-a confirmat şi respectat.

Pentru comanda automată a sistemului de reglaj, respectiv pentru controlul distanţei constante între fusurile cilindrilor şi implicit a distanţei dintre cilindri, sistemul este dotat cu două traductoare de presiune (mesdoze) M_I şi M_{II}, amplasate între şurub şi portlagărul cilindrului de sprijin inferior şi, respectiv, între cadrul şi portlagărul cilindrului de sprijin superior.

Condiţia menţinerii constante a distanţei dintre fusurile cilindrilor se realizează prin intervenţia sistemului hidraulic de apăsare de jos în sus, la variaţiile semnalului de ieşire al mesdozelor M_I

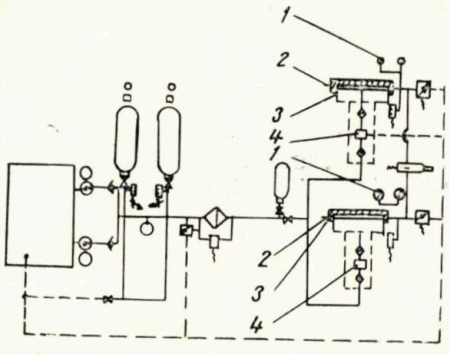


Fig. 5

amplasate între şuruburile şi portlagărele cilindrului de sprijin inferior. Sistemul hidraulic (fig. 5 : *1* — traductor de presiune ; *2* — ventil pentru scurgerea aerului ; *3* — echilibrarea sarcinii cilindrului ; *4* — servovalvă) are o mare siguranţă şi precizie în exploatare şi necesită un timp de răspuns foarte mic, astfel încît viteza de corecţie a erorii grosimii benzii laminate este cu mult mai mare decît la cajele de laminare convenţionale, acesta fiind unul dintre marile avantaje ale cajei LOEWY cu salt constant.

Menţinerea constantă a distanţei dintre fusurile cilindrilor nu este însă suficientă pentru eliminarea erorilor de grosime din bandă. În procesul de laminare intervin şi variaţii de grosime datorită : încovoierii cilindrilor şi fusurilor, aplatisării (turtirii) elastice a cilindrilor şi a materialului laminat, variaţiilor de structură şi respectiv de rezistenţă în masa laminatului etc. Toţi aceşti factori condiţionează forţa de laminare efectivă şi se măsoară cu ajutorul traductoarelor M_{II} montate între cadru şi portlagărele cilindrului de sprijin superior.

Forţa de laminare efectivă este dată astfel de diferenţa dintre efortul măsurat de M_{II} (cadru-portlagăr superior) şi M_I (şuruburi-portlagăr inferior).

Semnalele acestor traductoare sînt prelucrate într-un amplificator şi comparate cu o valoare de referinţă, în funcţie de care se dă comanda acţionării sistemului hidraulic (fig. 4 şi 5). Sistemul este dotat şi cu un aparat pentru anularea intervenţiilor într-un anumit domeniu restrîns de sensibilitate, permis de toleranţele admise la laminatul finit.

Sistemul de reglaj descris intervine astfel, făcînd să varieze presiunea de apăsare hidraulică de jos în sus atît pentru a menţine o distanţă egală între portlagăre, cît şi pentru a compensa variaţiile înregistrate de încovoierea cilindrilor şi a portlagărelor, aplatisarea cilindrilor şi laminatului etc. Astfel, de exemplu, dacă grosimea benzii la intrare se măreşte sau se schimbă numai structura ei etc., fapte care duc la o creştere a forţei de separare a cilindrilor de lucru, manifestată prin încovoierea lor sau prin creşterea aplatisării etc., sarcina pe şuruburi se reduce (deoarece forţele sînt reciproce, iar şuruburile pretensionate). Sistemul va răspunde atunci printr-o creştere a forţei de apăsare hidraulică de jos în sus, în vederea măririi sarcinii pe şuruburi, la o valoare superioară celei anterioare, astfel încît şuruburile să fie comprimate cu o forţă adiţională, care va compensa saltul real mărit al cilindrilor, şi laminatul va ieşi din cajă la aceeaşi grosime comandată.

Pentru descrierea completă a sistemului de comandă şi reglaj, mai trebuie adăugat că, în vederea compensării variaţiilor cauzate de dilatarea termică a cilindrilor, cu o intervenţie relativ lentă, caja este dotată cu un aparat de măsurare a grosimii la ieşire. Semnalele acestui aparat se însumează cu cele provenite din variaţia vitezei şi a tracţiunii, în aceeaşi aparatură de amplificare şi comparare a datelor cu sistemul de referinţă. Se obţine astfel o înregistrare a tuturor factorilor variaţionali, pe analiza cărora se dă comanda cuvenită instalaţiei hidraulice,

pentru menținerea constantă a saltului fizic real în această cajă.

În exploatarea cajei de laminare LOEWY cu salt constant se practică și așa-numitul sistem de „reglaj pe lot", care constă din următoarele: la terminarea unui rulou, sistemul de comandă blochează automat semnalele de referință, astfel încît ruloul următor începe cu exact același reglaj de poziție a cilindrilor ca și ruloul precedent. Pe această cale se asigură obținerea unor rulouri cu benzi de grosime uniformă, cu toate diferențele de grosime existente în materia primă — bineînțeles pînă la o anumită limită permisă de sistemul de reglaj în ansamblul său. Metoda cu „reglaj pe lot" permite astfel reducerea la minimum a porțiunilor de bandă cu abateri mari de la grosimea prescrisă, în special la capetele rulourilor, favorizînd creșterea cantității de bandă de calitate superioară și îmbunătățirea scoaterii (a consumului de materie primă).

În ceea ce privește posibilitatea de lucru pentru trecerile de dresare se aplică reglajul prin menținerea constantă a forței de laminare, în general redusă, prin intervenția asupra forțelor în echilibru [relația (3)], respectiv:

$$P = R - S = \text{const.} \qquad (6)$$

Se mai menționează că, așa cum este concepută caja de laminare LOEWY cu salt constant, poate fi adoptată și utilizată pentru laminarea de benzi, din orice metal, la cald sau la rece, cum ar fi: aluminiul, aliajele dure, oțelul etc.

Concluzii. Prin cele cîteva date expuse cu privire la tehnologia „cu dublă reducere" și în continuare prin sumara descriere a cajei de laminare LOEWY cu „salt constant", strîns legată de aplicarea acestei tehnologii, s-a căutat să se actualizeze o problemă ridicată în lucrarea [1] și să se completeze, pe cît posibil. Aceasta a apărut ca necesară deoarece, din urmărirea pe plan mondial a evoluției laminatelor plate subțiri și ultrasubțiri și în special a benzilor de oțel folosite în industria de ambalaje, cositorite sau mai recent cromate, a reieșit că sistemul și tehnologia analizată se vor impune și vor asigura întîietate tehnică și economică acestor produse, în întrecerea lor cu alte materiale de ambalare, ca aluminiul, sticla, hîrtia, materialele plastice etc.

Articolul de față pune în discuție unele completări la tehnologia cu dublă reducere, aflate încă în faza de experimentare, din care cauză nu se poate deocamdată confirma cu certitudine necesitatea lor tehnică și economică. Interesul manifestat însă de industria noastră siderurgică, în plină dezvoltare, va trebui să țină seamă de realizările la zi în acest domeniu pe plan mondial și să le aplice atunci cînd se va considera necesar.

Din acest punct de vedere, cu îngăduința redacției, se va reveni.

LA DOUBLE RÉDUCTION ET LA CAGE À SAUT CONSTANT POUR LE LAMINAGE À FROID

On expose la technologie du laminage à froid des bandes d'acier au carbone minces et ultra-minces par l'application du procédé „à double réduction", ainsi que les principes de la construction et du fonctionnement de la cage de type LOEWY, à saut constant, dont on peut faire usage dans cette technologie.

THE DOUBLE REDUCTION TECHNIQUE AND THE CONSTANT GAP MILL FOR COLD ROLLING

The author elaborates on the thin and extra-thin carbon steel strip cold rolling technique by the so-called „double reduction" process, and on the design and operating principles of the LOEWY „constant gap" mill, which may be used for this process.

BIBLIOGRAFIE

[1] Popescu Gh. M. *Laminarea la rece a tablelor subțiri și ultrasubțiri.* Metalurgia nr. 9, 1966, p. 530—536.

[2] Stone M. D. *The rolling of ultrathin tin plate.* Iron and Steel Engineer, nr. 6, 1964, p. 67—77.

[3] Jenkins G.A., Jefford G. și Wooldige G.H. Sheet Metal Industries, vol. 44, nr. 486, 1967, p. 651—666.

[4] * * * *Developments in the Iron and Steel Industry during 1967.* Iron and Steel Engineer, nr. 1, 1968, p. D_1—D_{80}.

[5] * * * *Constant gap „Loewy Robertson".* Publicație LOEWY ROBERTSON ENGINEERING Co. Ltd. Bournemouth, Anglia, ianuarie, 1967.

Studii şi cercetări privind comportarea la uzură în condiţii abrazive la rostogolire cu alunecare a unor cupluri din fontă maleabilă perlitică şi oţel carbon de calitate*

Ing. I. CRUDU, ing. V. NECULĂIASA, ing. M. AVRAM,
Institutul politehnic – Iaşi
C. BRĂTESCU, ing. R. MORAID şi ing. Gh. ŞTEFĂNESCU
Uzinele „Semănătoarea" – Bucureşti

CZ 669.131.8 : 669.15.194 : 621.92.004.6

Într-o lucrare anterioară [1] s-a studiat comportarea la uzură a unor cupluri formate din fontă maleabilă perlitică (Fmp STAS 569—64) şi a unor oţeluri carbon de calitate (OLC 45 şi OLC 15 STAS 880—60) tratate şi netratate termic, încercate în condiţii de frecare uscată la rostogolire pură şi la rostogolire cu alunecare de 10, 15 şi 20% pentru încărcări de 150, 175 şi 200 kgf/cm².

Dacă, în majoritatea cazurilor, organele de maşini în mişcare sînt protejate printr-o ungere îngrijită, în unele cazuri şi mai ales la maşinile agricole [1], [2] uzura este puternic determinată de prezenţa particulelor abrazive, care se interpun între suprafeţele în contact.

Acţiunea abrazivă a particulelor depinde de dimensiunile, de forma şi de duritatea lor. Ele pot apărea sub formă de particule întărite, consolidate (pietre abrazive monolit) sau particule abrazive neîntărite, neconsolidate (masă abrazivă, sol etc.).

În tabela 1 se indică microduritatea unor particule cu acţiune abrazivă [2].

Tabela 1

Materialul	Microduritatea, kgf/mm²	Materialul	Microduritatea, kgf/mm²
Ghips	30	Calcedoniu	925
Marmură	110	Cremene	1 000
Piatră de var	150	Cuarţ	1 080
Dolomită	415	Cuarţit	1 130
$AlSi_3O_3$	695	Topaz	1 500
$AlSi_3O_8$	720	Corund	2 300

Particulele abrazive sub formă de pulbere pătrund între organele în mişcare (lagăre, roţi dinţate etc.) şi duc la apariţia uzurii abrazive specifice maşinilor agricole sau altor maşini care lucrează în condiţii similare [5]. Tipurile de contact care provoacă uzura sînt arătate în figura 1 şi se pot clasifica astfel [2]:

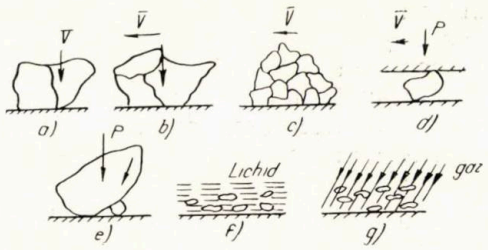


Fig. 1

— uzura provocată de contactul cu abrazivul monolit (maşinile de zdrobit, dinţii cupelor de excavator etc.);

— uzura provocată de alunecarea abrazivului monolit (jgheaburi de transportoare, cupe de excavator, concasoare etc.);

— uzura datorată contactului cu masa abrazivă (pluguri, cultivatoare, cupe de excavatoare etc.);

— uzura datorată frecării la alunecare în prezenţa particulelor dure (lagăre şi articulaţii de la maşinile agricole şi de construcţii etc.);

— uzura la mişcarea de rostogolire, în prezenţa particulelor dure (roţi dinţate, roţi de lanţ, lanţuri de la maşinile agricole şi de construcţii etc.);

— uzura suprafeţelor datorită unui curent de lichid care conţine particule abrazive dure (pompe pentru irigaţii, conducte etc.);

— uzura datorată curenţilor de gaze care conţin particule abrazive (ventilatoare, conducte de transport pneumatic etc.).

* Comunicare prezentată la cea de-a VIII-a sesiune ştiinţifică a cadrelor didactice de la Institutul politehnic-Iaşi, din 28—30 septembrie 1967.

Distrugerea suprafeţelor în frecare în prezenţa abrazivilor are loc prin [2], [3] şi [4]: reducerea durităţii unor puncte izolate de pe suprafeţele în frecare, datorită încălzirii acestora în urma apariţiei presiunilor specifice mari (puncte în care pot apărea zgîrieturi, microaşchii, deformaţii plastice etc.; apariţia unor tensiuni interne în stratul superficial, datorită caracterului ciclic al fenomenelor termice; oxidarea suprafeţelor în frecare, sub acţiunea temperaturilor ridicate şi a mediului (umiditate, aciditate etc.).

Din cele arătate se vede că prezenţa particulelor abrazive între suprafeţele de contact ale pieselor în mişcare relativă are un rol deosebit în definirea durabilităţii organelor care lucrează în asemenea condiţii. Pentru aceasta este util ca materialele destinate construcţiei unor asemenea organe să fie încercate şi în condiţii de uzură în prezenţa unor particule abrazive.

În prezenta lucrare, pentru cercetarea rezistenţei la uzură a unor cupluri din Fmp şi OLC tratate termic s-a adoptat, ca material abraziv, carborundul sub formă de granule, care are o mare capacitate abrazivă.

Ţinînd seamă de destinaţia pieselor confecţionate din aceste materiale (roţi dinţate, roţi de lanţ etc.), s-au preconizat încercări în prezenţa carborundului în condiţii de frecare uscată şi frecare cu ungere. Pentru comparaţie şi pentru că interesează o altă grupă importantă de maşini, s-au efectuat, de asemenea, o serie de probe în condiţii de frecare cu ungere, fără abrazivi, la rostogolire cu alunecare 15% şi la presiune de 150—200 kgf.

Metoda de cercetare. Ca şi în lucrarea [1], s-au folosit probe cu forma cilindrică în mişcare de rostogolire cu respectiv 10, 15 şi 20% alunecare, însă cu o încărcare fixă de 175 kgf/cm^2.

Debitul de carborund adus între probe s-a stabilit după o serie de încercări preliminare şi după unele menţiuni din literatura de specialitate [3], la 0,3 g/min.

În cazul încercărilor în condiţii de frecare cu ungere şi cu abraziv s-a menţinut debitul de carborund ca la încercările în condiţii de frecare uscată şi s-a adăugat ulei 410, cu un debit de circa 9 g/min. Acelaşi debit de ulei s-a menţinut şi la probele încercate în condiţii de frecare cu ungere, fără abraziv.

S-au încercat următoarele materiale: fontă maleabilă perlitică, cu duritatea 320—360 HB; fontă maleabilă perlitică, cu duritatea 450 — — 500 HB; OLC 45, cu duritatea 320 — 360 HB; OLC 45, cu duritatea 450 — 500 HB; OLC 15, cu duritatea 57 — 64 HRC.

La epruvetele din Fmp, duritatea 320 — — 360 HB cu structura alcătuită din grafit de recoacere şi sorbită, s-au realizat prin călire în ulei la 820°C cu menţinere 1 h şi revenire la 420°C, timp de 45 min. La epruvetele din Fmp, duritatea de 450 — 500 HB şi structura compusă din grafit de recoacere şi martensită de revenire s-au obţinut prin călire în aceleaşi condiţii însă revenirea făcîndu-se la 200 — 300°C.

Epruvetele din oţel s-au călit de la 830 — — 850°C în ulei apoi s-au revenit la 350°C pentru realizarea durităţii de 320 — 360 HB şi la 250 — — 280°C pentru realizarea durităţii 450 — — 500 HB. Uzura s-a determinat prin cîntă-

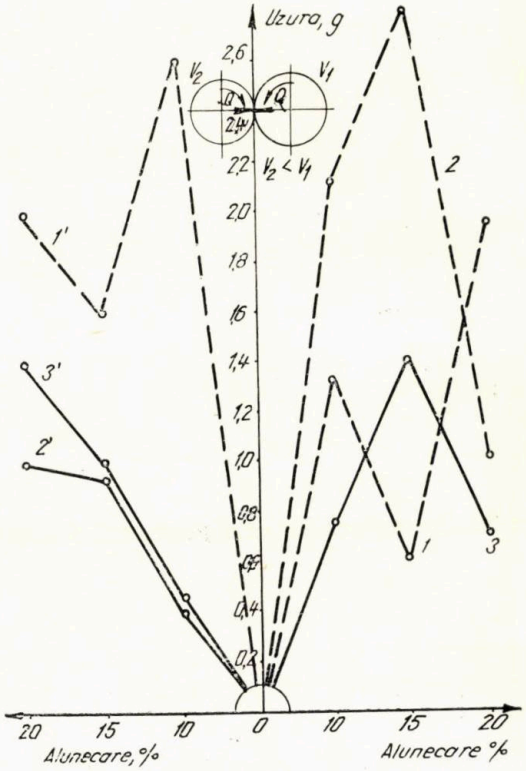


Fig. 2

rire, iar valoarea ei s-a reprezentat grafic în funcţie de alunecare, la încărcare constantă.

Avînd în vedere dificultăţile de experimentare în aceste condiţii (degajare de praf de carborund), s-au încercat numai cuplurile care ar putea fi utilizate în construcţia unor organe (roţi dinţate, roţi de lanţ) de maşini agricole sau a altor maşini care funcţionează în medii abrazive.

Descrierea încercărilor. În condiţiile de frecare uscată şi în prezenţa abrazivilor s-au încercat următoarele cupluri tratate la 320 — — 360 HB, la presiuni Q = 175 kgf/cm^2, variaţia uzurii acestora fiind reprezentată în diagrama din figura 2 (*1 — 1'* = Fmp pe Fmp; *2 — 2'* = Fmp pe OLC 45; *3 — 3'* = OLC 45 pe OLC 45).

Din această diagramă rezultă că fonta maleabilă perlitică (*1 — 1'*) prezintă o uzură superioară cuplului de oţel (*3 — 3'*), iar în cazul cuplului de fontă pe oţel se constată uzura mai intensă a probei de fontă [2].

S-a ales cuplul Fmp pe OLC 45 deoarece în lucrarea anterioară [1] acesta a avut uzura cea

mai mare. Prin analogie cu datele acestei lucrări se poate considera că şi în cazul uzurii cu abraziv, Fmp folosită ca suport va prezenta o uzură mai mică (OLC 45/Fmp). Variaţia uzurii cuplurilor încercate la durităţi mari este reprezentată în figura 3. Cuplurile încercate sînt : *1* — — *1'* = OLC 15 pe Fmp; *2* — *2'* = OLC 15 pe OLC 45.

Epruvetele din Fmp şi OLC 45 s-au tratat la 450 — 500 HB, iar cele din OLC 15, la 57 — — 64 HRC. Presiunea $Q = 175$ kgf/mm².

Aceste cupluri sînt similare celor întîlnite în practică în cazul transmisiilor cu lanţ, apreciindu-se că posibilitatea apariţiei unei mişcări de rostogolire cu alunecare a rolei lanţului pe flan-

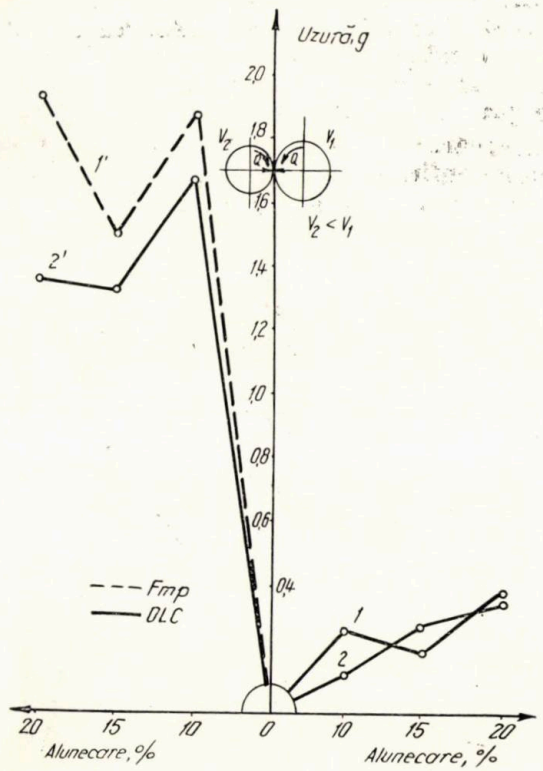


Fig. 3

cul dinţilor roţii este mai mare decît cea a patinării rolei lanţului pe dintele roţii. Rezultatele obţinute arată că, în prezenţa particulelor abrazive în condiţii de frecare uscată, proba suport din Fmp (*1*) prezintă o uzură comparabilă cu cea a probei suport din OLC 45 (*2'*).

În ceea ce priveşte posibilitatea patinării rolei lanţului, posibilă în cazul pătrunderii unor particule abrazive între bucşe şi rolă, deci a formării unui cuplu Fmp/OLC 15, după rezultatele obţinute în cazul probelor de frecare uscată fără abrazivi, (*1*), se poate aprecia că în acest caz uzura fontei va fi mai mare.

Cuplurile încercate în condiţii de frecare uscată în prezenţa abrazivilor au fost cercetate şi în condiţii de frecare cu ungere (ulei grupa 408) şi abraziv (carborund). S-a menţinut constant debitul de abraziv din încercările precedente şi s-a adăugat un jet de ulei cu debitul de circa 9 g/min. Aducerea uleiului şi a abrazivului în zona de contact este arătată în figura 4.

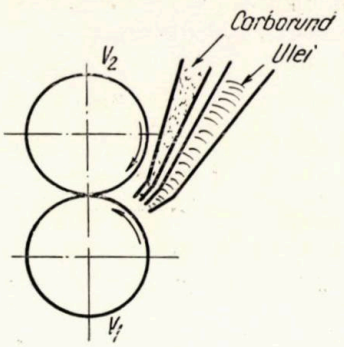


Fig. 4

În figura 5 este reprezentată comportarea la uzură a cuplurilor din fontă maleabilă perlitică şi din oţel carbon de calitate (OLC 45), tratate la duritatea 320 — 360 HB. Din diagramă rezultă că cuplul Fmp pe Fmp (*1* — *1'*) prezintă o uzură inferioară cuplului OLC 45 pe OLC 45 (*3* — *3'*).

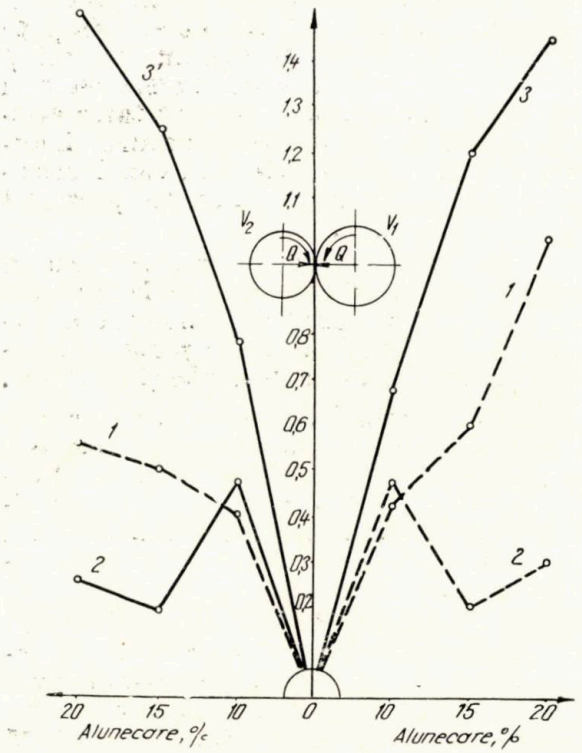


Fig. 5

În figura 6 se prezintă uzura cuplurilor formate din OLC 45 şi Fmp la duritatea de 450 — — 500 HB şi OLC 15 la duritatea de 57 — — 64 HB.

Încercările arată că, pentru aceleaşi cupluri, uzura tinde aproximativ spre aceleaşi valori, o dată cu creşterea alunecării. Valoarea mai mare a uzurii oţelului OLC 15 (*2*), din cuplul OLC15 pe OLC 45 (*2 — 2'*) confirmă unele păreri din literatura de specialitate privind uzura materialelor cu structură asemănătoare.

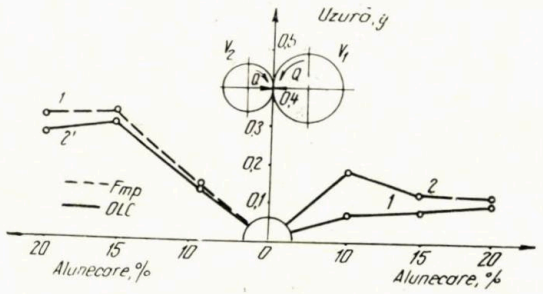


Fig. 6

Observaţii privind comportarea la uzură în condiţii de ungere, în absenţa abrazivului. Încercările experimentale executate cu uleiul tip 408 picurat între probe cu un debit de 9 g/min, în condiţii de rostogolire cu alunecare de 15% şi la presiunile de 150 — 200 kgf/cm², au arătat că cuplurile Fmp pe OLC 45 şi inversul lor, tratate la duritatea de 320 — 360 HB, au prezentat uzuri foarte mici. Astfel, la cuplul Fmp pe OLC 45, uzurile deşi foarte mici au fost totuşi sesizabile, în timp ce la cuplul invers nu s-au constatat uzuri. S-a urmărit comportarea acestor cupluri în special, deoarece în cadrul încercărilor în condiţii uscate, cît şi în cazul condiţiilor uscate cu abraziv, acestea au prezentat uzurile cele mai mari.

Faptul că în cazul ungerii cuplurile nu au prezentat uzuri sensibile nici chiar la presiuni şi alunecări ridicate explică extinderea deosebită a utilizării fontei maleabile perlitice în ultimii ani în industria de automobile şi tractoare.

Concluzii. Cercetările de laborator efectuate pentru stabilirea comportării la uzura abrazivă, cu şi fără ungere, au confirmat şi în cazul cuplurilor cercetate datele general cunoscute privind creşterea puternică a procesului de uzură în cazul abraziunii uscate, precum şi rolul eficace pe care îl are ungerea.

Pentru a ilustra cele de mai sus, s-a întocmit diagrama din figura 7 (*1 — 1'* — uscat, fără abraziv; *2 — 2'* — uscat cu abraziv; *3 — 3'* — abraziv şi ulei; *4 — 4'* — ulei fără abraziv), în care se compară rezultatele obţinute la cuplul Fmp/OLC 45 la 320 — 360 HB şi presiunea 175 kgf/cm², în condiţii uscate şi cu ungere, cu şi fără abraziv, folosind şi datele din lucrarea anterioară [1]. Acelaşi lucru se constată şi în cazul celorlalte cupluri, indiferent de presiune şi de duritate, cu observaţia că, în general, la durităţi mai mari diferenţele sînt mai mici.

La probele efectuate pe cupluri supuse la uzură abrazivă fără ungere s-a constatat că, la durităţi de 320 — 360 HB, uzura fontei maleabile perlitice este mai mare decît cea a cuplurilor similare din oţel sau oţel şi fontă, spre deosebire de uzura aceloraşi cupluri în frecare cu abraziv şi ulei, la care comportarea fontei maleabile perlitice este mai bună decît a oţelului.

Faptul că la cuplurile mixte (Fmp/OLC 45) se constată, ca şi în lucrarea anterioară [1], o scădere a uzurii probelor de oţel faţă de probele similare din cuplurile OLC 45/OLC 45, se explică prin proprietăţile de antifricţiune ale fontei maleabile perlitice.

Probele efectuate cu fontă maleabilă perlitică şi OLC 45 tratate la 450 — 500 HB, în contact cu OLC 15 tratat la 57—64 HRC, au arătat că atît în condiţii de frecare uscată cu abraziv, cît şi în condiţii de ungere cu abraziv, uzura fontei este practic identică cu cea a oţelului OLC 45.

Încercările la uzura abrazivă cu şi fără ungere confirmă observaţiile efectuate în prima lucrare, şi anume că, la alunecări mai mari

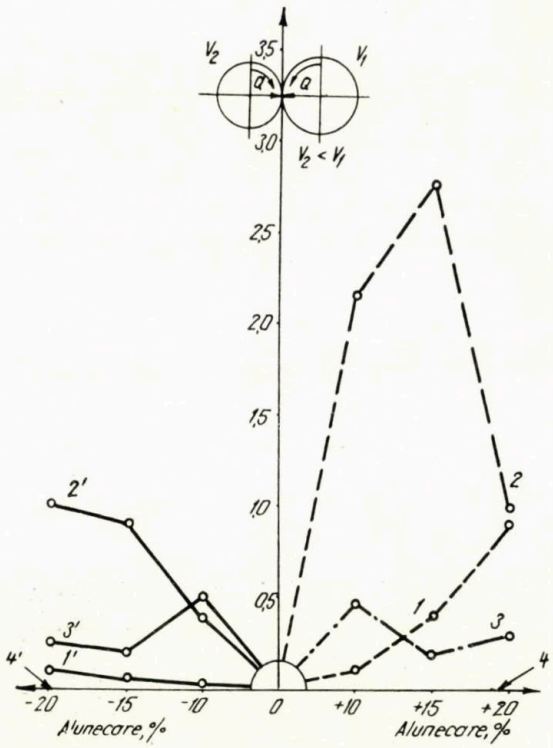


Fig. 7

de 10%, curba uzurii prezintă maxime urmate de minime, cu inflexiuni aparent anormale.

Această stare critică, pe lîngă parametrii de lucru (presiune şi grad de alunecare)depinde şi de modul în care sînt combinate piesele cuplului în rostogolire cu alunecare, putînd fi observată atît la probele de fontă, cît şi la cele de oţel.

Cercetarea efectuată a avut inițial scopul să verifice posibilitatea înlocuirii unor oțeluri carbon de calitate cu fontă maleabilă perlitică, utilizate la confecționarea roților dințate și a roților de lanț.

Încercările efectuate în cadrul acestor lucrări confirmă posibilitățile pe care le oferă acest material, îndeosebi la durități ridicate, chiar în condițiile deosebit de grele ale uzurii abrazive. Rezultatele obținute sînt confirmate și de rezultatele obținute pe un număr mare de pinioane și roți de lanț, executate din Fmp, care au fost montate pe mașinile care au lucrat în ultimele două campanii agricole.

ÉTUDES ET RECHERCHES SUR LE COMPORTEMENT À L'USURE ABRASIVE LORS DU ROULEMENT À GLISSEMENT DE CERTAINS COUPLES EN FONTE MALLÉABLE PERLITIQUE ET EN ACIER AU CARBONE DE QUALITÉ SUPÉRIEURE

On a exécuté des essais qui ont eu pour but de vérifier les possibilités de remplacement de certains aciers au carbone de qualité supérieure employés à la fabrication des roues dentées et des roues à chaîne dentée par des fontes malléables perlitiques.

Les essais ont confirmé les possibilités offertes par la fonte malléable perlitique, surtout aux hautes duretés, même dans les conditions particulièrement difficiles de l'usure abrasive. Les résultats ont été confirmés aussi pour un grand nombre de pignons et de roues à chaîne dentée en Fmp, montés sur les machines qui ont pris part aux deux dernières campagnes agricoles.

STUDIES AND RESEARCH WORK ON THE WEAR BEHAVIOUR IN SLIDING AND ROLLING ABRASION CONDITIONS OF CERTAIN PEARLITIC MALLEABLE CAST IRON AND QUALITY STEEL COUPLES

A series of test have been carried out aimed at investigating the possibility of replacing certain quality carbon steels used for gears and sprockets by pearlitic malleable cast iron.

The tests have confirmed the potential of pearlitic malleable cast iron particularly at high hardness levels, even in case of very heavy abrasion wear. The results of the tests were confirmed also by the large number of practical results obtained with pearlitic malleable cast iron pinions and sprockets used on the machines employed in the last two agricultural campaigns.

BIBLIOGRAFIE

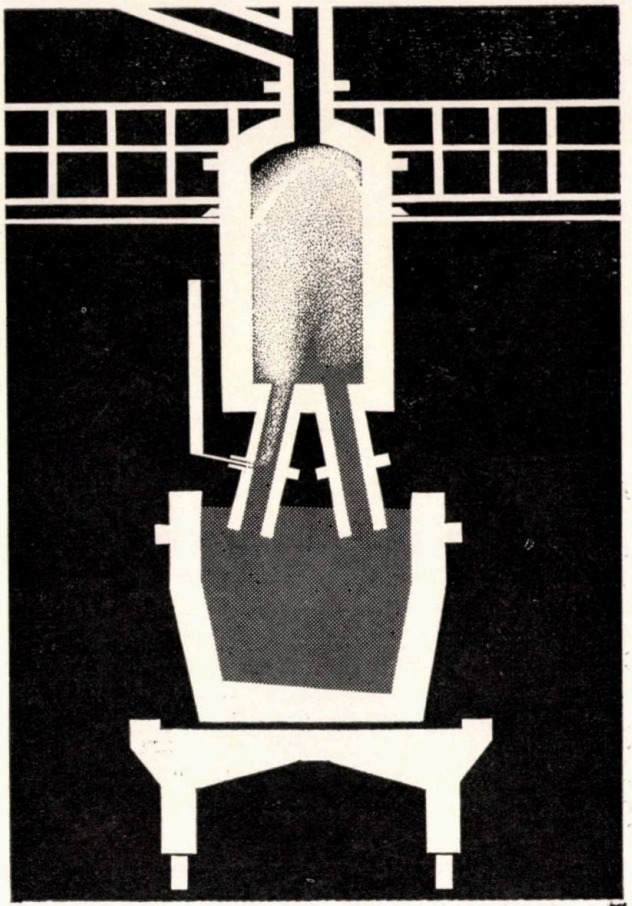
[1] Crudu I., Neculăiasa V., Avram M., Brătescu C., Morait R. și Ștefănescu Gh. *Studii și cercetări privind comportarea la uzură a unor cupluri din fontă maleabilă perlitică și oțel carbon de calitate.* Metalurgia nr. 9, 1967, p. 494.

[2] Tenendaum M. M. *Iznosostoikosto konstrukționnih materiallov i detalii mașin.* Moscova, Mașinostroenie, 1966.

[3] * * * *Trenie i iznos v mașinah.* Sbornik XI, Moscova, 1956.

[4] Caubet J. J. *Théorie et pratique industrielle du frottement.* Paris, Dunod, Technique, 1964.

[5] Kosteţkii B. I., Preis G. A. și Eliseev V. D. *Încercarea metalelor la uzură (metode și mașini).* București, I.D.T., 1967.



PROCEDEUL RH PENTRU DEGAZEIFICAREA OȚELULUI

cu ajutorul pompelor de vid cu jet de abur, avînd cea mai ridicată capacitate de aspirare.

Procedeu RH de recirculare cu caracteristici deosebite: formarea picăturilor cu suprafață mare de reacție și menținere avantajoasă în vid. Prin viteza mare de curgere și turbulența provocată se formează, în bune condiții, nuclee gazoase de reacție. Vid avansat constant, sub 0,5 mm Hg. Aliere precisă și tratament fără zgură sub vid. Pierderi reduse de temperatură prin încălzire specială.

Procedeu RH de degazeificare prin recirculare în cuptor în vederea tratamentului sub vid a șarjei în cuptor.

Procedeu special, bazat pe experiența cîștigată cu mai mult de 40 instalații Messo pentru degazeificarea oțelului.

MESSO

STANDARD-MESSO DUISBURG
GESELLSCHAFT FÜR CHEMIETECHNIK M.B.H. & CO.
41 Duisburg · Düsseldorfer Straße 29 · West-Deutschland

Publicom

Contribuţii la calculul ciocanelor cu contralovitură

Dr. ing. V. CHIRIŢĂ

CZ 621.97 : 517

Pentru operaţiile de matriţare, secţiile de forjă din întreprinderile constructoare de maşini sînt utilate, în majoritatea cazurilor, cu ciocane cu şabotă, acţionate cu abur sau cu aer, deformarea efectuîndu-se cu lovituri unilaterale. Lovitura unilaterală asupra metalului duce la deplasarea instalaţiei în direcţia loviturii, dînd naştere la oscilaţii întreţinute. Acest fapt are influenţe negative asupra construcţiilor, asupra aparaturii de măsură şi control şi asupra utilajelor de precizie; din această cauză secţiile de forjă se amplasează de obicei la mare distanţă faţă de secţiile prelucrătoare.

Pentru a asigura lucrul normal al acestor ciocane, ele se aşază pe fundaţie din beton armat de dimensiuni apreciabile. Astfel, pentru un ciocan matriţor de 6—7 t, este necesară o şabotă de 130—140 t, iar fundaţia de 160—170 m³ şi are o adîncime de 5,5—6 m.

Dificultăţile care apar în exploatare se răsfrîng asupra durabilităţii relativ reduse a tijelor care, de cele mai multe ori, în secţiile de forjă cu producţie de mare serie sau de masă nu depăşeşte 500 h de lucru. Aceasta reduce capacitatea de lucru a ciocanelor, necesitînd un consum relativ mare de metal (oţel carbon sau slab aliat).

Obţinerea prin matriţare a pieselor mari (cu greutate de peste 50 kg), impusă de dezvoltarea tehnicii actuale, a întîmpinat unele inconveniente, printre care se menţionează:

— utilizarea ciocanelor matriţoare cu şabotă, a căror forţă depăşeşte 10 t, este limitată de dimensiunile acestora şi de vibraţiile care apar în timpul lucrului, iar înlocuirea lor cu maxiprese nu este posibilă, deoarece acestea, la rîndul lor, rareori pot dezvolta forţe mai mari de 10 000 t;

— presele hidraulice care, în general, se folosesc la matriţarea pieselor grele, nu întotdeauna pot înlocui ciocanele matriţoare cu şabotă sau maxipresele; datorită vitezei de lucru reduse, sînt de opt — zece ori mai grele şi ocupă o suprafaţă de patru-şase ori mai mare decît ciocanele cu şabotă. Preţul acestor utilaje şi al instalaţiilor conexe este foarte ridicat.

Dificultăţile arătate au ridicat în faţa constructorilor problema de a reveni la ciocanele cu contralovitură (fără şabotă) care, după o dezvoltare rapidă la sfîrşitul secolului trecut, au fost abandonate timp de aproape trei decenii. În ultimul timp, ele au căpătat o dezvoltare importantă, în special în direcţia obţinerii acestor utilaje de mare capacitate.

Principiul de funcţionare a ciocanelor cu contralovitură este simplu (fig. 1). Berbecii, prin deplasarea pe verticală în sens invers, deformează metalul cu lovituri rigide din două părţi. În timpul loviturii, cei doi berbeci se află în stare suspendată; de aceea energia loviturii nu se transmite fundaţiei, ca în cazul ciocanelor cu şabotă. Ciocanele cu contralovitură pot fi instalate pe un sol mai slab şi chiar pe instalaţii mobile.

Ciocanele cu contralovitură sînt de o mare diversitate; clasificarea lor este redată complex în lucrarea [1].

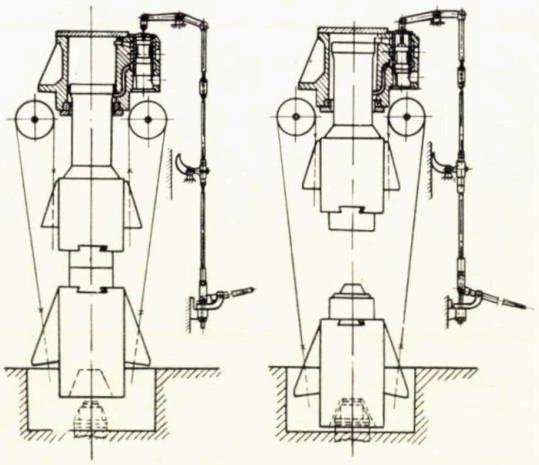


Fig. 1

Un interes deosebit prezintă alegerea greutăţii părţilor mobile inferioare (G_i) şi a celor superioare (G_s). Din acest punct de vedere

pot fi luate în considerare următoarele trei cazuri :

1 $G_s > G_i$;

2 $G_s < G_i$;

3 $G_s = G_i$

Primul caz, practic, nu se utilizează, datorită dezavantajelor pe care le prezintă. Printre acestea se menţionează în primul rînd lipsa ciclului „menţinerea berbecului superior în suspensie". După efectuarea loviturii şi cînd ciocanul nu lucrează, matriţele stau închise, iar pentru schimbarea matriţelor, pentru introducerea şi scoaterea piesei, este nevoie să se realizeze ciclul amintit mai sus. Realizarea ciclului este posibilă cu un consum foarte mare de agent energetic. Datorită greutăţii mai mari a părţilor mobile superioare, în timpul deplasării în jos pentru lovire, energia cinetică a acestor mase este mai mare şi, în perioada imediată după ciocnirea celor doi berbeci, toate părţile mobile se deplasează în jos. Aceasta duce, în final, fie la întinderea suplimentară, bruscă, a benzilor, în cazul ciocanelor cu benzi metalice, fie la o supracomprimare bruscă a lichidului, în cazul ciocanelor cu legătură hidraulică. În primul caz benzile metalice ies mai rapid din uz, iar în al doilea pot apărea avarii destul de grave.

Cazul al doilea ($G_s < G_i$), cel mai des întîlnit, pare mai avantajos. Într-adevăr, greutatea mai mare a părţilor mobile inferioare realizează ciclul de menţinere a berbecului superior în suspensie, fără consum de agent energetic. Cu toate acestea, cel de-al doilea dezavantaj prezentat în cazul anterior nu se elimină, deoarece surplusul de energie cinetică a părţilor mobile inferioare face ca berbecul inferior şi cel superior să se deplaseze în sus pentru ca, imediat, să cadă împreună în jos. Prin aceasta, în prima etapă se produce o slăbire a benzii metalice sau o scădere a presiunii în sistemul hidraulic, iar în etapa a doua se produce o întindere suplimentară a legăturii mecanice elastice sau o dublă comprimare a lichidului şi o creştere a presiunii în sistemul hidraulic. Presiunea suplimentară poate avea efect negativ mai ales cînd $G_i \gg G_s$, deoarece înălţimea de cădere va fi relativ mare, ceea ce va duce la o viteză sporită în momentul şocului.

Din cele expuse mai sus, apare ca cel mai avantajos cel de-al treilea caz ($G_s = G_i$) care, practic, este greu realizabil datorită variabilităţii greutăţii matriţelor şi a metalului supus deformării. Din această cauză ciocanele se pot încadra fie în primul caz, fie în al doilea.

În cele ce urmează, se va trata exclusiv cazul al doilea din care se poate deduce şi cel de-al treilea, ca un caz particular.

Elemente de calcul al ciocanelor cu contralovitură şi legătură hidraulică (fig. 2)

Printre primele încercări în acest domeniu se citează lucrările lui Klimov [2] şi Seredin [3], care abordează în special calculul ciocanelor cu legătură mecanică. Calculul ciocanelor cu legătură hidraulică, şi în special calculul suprapresiunii, a fost mai puţin tratat în literatură.

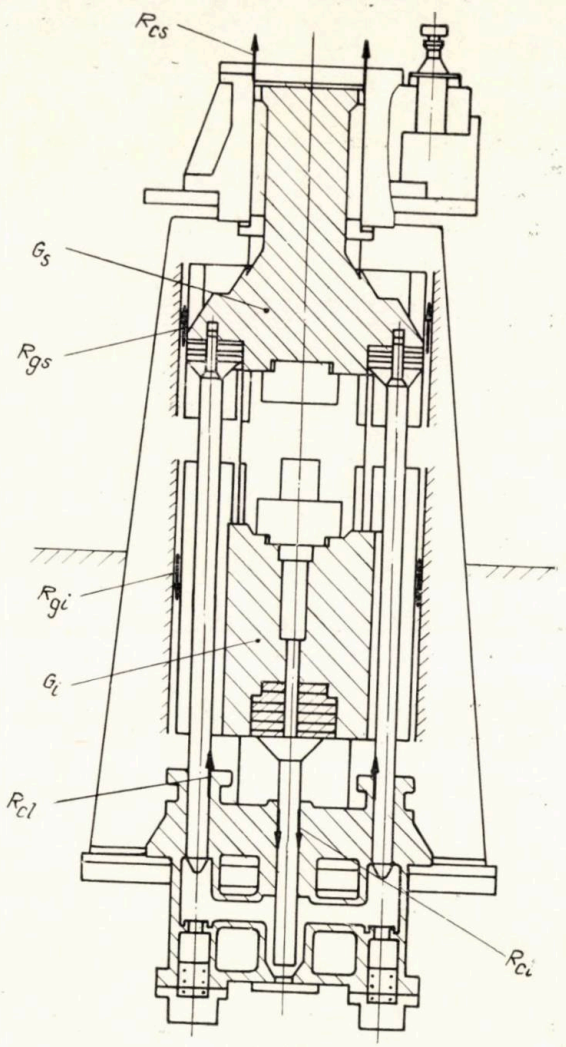


Fig. 2

Una din dificultăţile mari care apar în utilizarea acestor ciocane este forţa de frecare care trebuie calculată. Aceasta este strîns legată de cunoaşterea coeficienţilor de frecare, diferiţi în diferite sisteme şi condiţii [1], [2], [3].

O serie de lucrări [1], [2], [3] arată că în calcule se poate lua următoarea relaţie între forţa de frecare (R) şi greutatea părţilor mobile (G) :

$$R = \mu \cdot G$$

Valoarea coeficientului μ este diferită, în funcţie de locul unde acţionează părţile mobile. Astfel, pentru cilindrul de lucru unde acţionează agentul energetic şi cilindrii de lucru hidraulici

$$R_c = \mu_c \cdot G = (0{,}08 - 0{,}1) \cdot G,$$

iar pentru ghidajele berbecilor inferior şi superior, precum şi pentru cele ale plungerilor laterali

$$R_g = \mu_g \cdot G_g = (0{,}06 - 0{,}08) \cdot G$$

Ţinînd seamă de cele arătate, forţa necesară pentru înlăturarea efectelor frecării la ciocanele cu legătură hidraulică se calculează ca o sumă a următoarelor componente:

$$R = R_{cs} + R_{gs} + R_{cl} + R_{ci} + R_{gi}, \qquad (1)$$

unde $R_{cs} = \mu_c \cdot G_s$ — rezultanta forţelor de frecare în cilindrul de lucru;
$R_{gs} = \mu_g \cdot G_s$ — idem, în ghidajele berbecului superior;
$R_{cl} = \mu_c \cdot G_s$ — idem, în cilindrii hidraulici laterali;
$R_{ci} = \mu_c \cdot G_i$ — idem, în cilindrul hidraulic central;
$R_{gi} = \mu_g \cdot G_i$ — idem, în ghidajele berbecului inferior.

După introducerea ultimelor relaţii în egalitatea (1) şi dacă se notează $G = G_i = d \cdot G_s$ (în care $d > 1$), după unele simplificări, se obţine formula generală a rezultantei tuturor forţelor de frecare

$$R = G \cdot \left[\mu_c \left(\frac{2}{d} + 1 \right) + \mu_g \left(\frac{1}{d} + 1 \right) \right] = G \cdot f, \qquad (1a)$$

unde $f = \varphi(\mu)$.

Cunoscînd rezultanta forţelor de frecare şi energia necesară pentru efectuarea deformării plastice, se poate deduce formula pentru determinarea suprafeţei pistonului cilindrului. Pentru aceasta trebuie scrisă ecuaţia generală a lucrului mecanic al tuturor forţelor în momentul loviturii, în scopul obţinerii energiei cinetice maxime de lovire, la o admisie de 100%:

$$p \cdot F \cdot H_m + G_s \cdot H_m - p_1 \cdot \alpha \cdot F \cdot H_m - p_0 (1 - \alpha) F \cdot H_m - G_i \cdot z \cdot H_m - R \cdot H_m = L_e^{max}, \qquad (2)$$

unde:

p este presiunea agentului energetic proaspăt, kgf/cm²;
p_1 — presiunea agentului energetic uzat, kgf/cm²;
p_0 — presiunea atmosferică, kgf/cm²;
F — suprafaţa superioară a pistonului, cm²;
$\alpha \cdot F$ — suprafaţa inelară a pistonului, cm²;
L_e^{max} — energia cinetică maximă de lovire, kgf·cm;
H_m — cursa maximă a pistonului (berbecului) superior, cm;
$z \cdot H_m$ — cursa maximă a berbecului inferior;
z — coeficientul numeric de multiplicare a cursei berbecului inferior.

Valoarea lui z se poate calcula cunoscînd aria totală a secţiunii cilindrilor laterali în care acţionează plungerele (S_{cl}), aparţinînd părţilor mobile superioare, şi aria totală a secţiunii cilindrilor centrali (S_c), cu ajutorul cărora se pun în mişcare masele inferioare $z = \frac{S_c}{S_{c1}}$. În practică, cele două arii sînt egale, asigurînd berbecilor curse egale şi $z = 1$.

Regrupînd membrii ecuaţiei (2), se obţine:

$$F = \frac{L_e^{max} \cdot H_m^{-1} + G(z - d) + R}{p - p_0 - \alpha \cdot (p_1 - p_0)}$$

sau

$$F = \frac{L_e^{max} \cdot H_m^{-1} + G(z + f - d)}{p - p_0 - \alpha \cdot (p_1 - p_0)} \qquad (3)$$

În cazul particular, cînd $S_c = S_{c1}$ şi $G_s = G_i$, $z = d = 1$ şi

$$F = \frac{L_e^{max} \cdot H_m^{-1} + G(3 \cdot \mu_c + 2\mu_g)}{p - p_0 - \alpha \cdot (p_1 - p_0)}$$

Din ecuaţia (3) necunoscute sînt α şi F, pentru determinarea cărora este nevoie de a doua ecuaţie. Aceasta poate fi exprimat aplicînd principiul lui d'Alambert la mişcarea pistonului şi a maselor mobile superioare în sus, cînd pe suprafaţa sa inelară ($\alpha \cdot F$) acţionează o forţă constantă, dînd naştere la o mişcare uniform accelerată, pe porţiunea de admisie a aburului.

Dacă se notează su semnul plus forţele care acţionează în direcţia mişcării pistonului, forţa de inerţie are semnul minus ($-m_s a$, unde:

m_s este masa părţilor mobile superioare, iar
a — acceleraţia.

Se poate scrie:

$$\alpha \cdot F \cdot p + (1 - \alpha) \cdot F \cdot p_0 - F \cdot p_1 - R_s - G_s - m_s a = 0,$$

unde:

$R_s = R_{cs} + R_{gs} + R_{c1}$ — rezultanta forţelor de frecare în ghidajele în care se deplasează masele mobile superioare.

După regrupare, se determină suprafaţa pistonului:

$$F = \frac{m_s a + R_s + \frac{G}{d}}{\alpha \cdot (p - p_0) - (p_1 - p_0)}$$

Deoarece $m_s = \frac{G}{d \cdot g}$ și $R_c = \frac{G}{d}(2\mu_c + \mu_g)$, expresia de mai sus, pentru cazul general, se retranscrie:

$$F = \frac{\frac{G}{d}\left(1 + \frac{a}{g} + 2\mu_c + \mu_g\right)}{\alpha \cdot (p - p_0) - (p_1 - p_0)}.$$

Valoarea reală a acceleraţiei a fiind constantă, ea se poate calcula cunoscînd coeficientul total de frecare a maselor mobile superioare (μ_{ts}).

Acest coeficient reprezintă suma coeficienţilor de frecare care acţionează în condiţii diferite, şi anume:

$\mu_1 = (0{,}08 - 0{,}1)$ — coeficientul de frecare care acţionează în cilindrul de lucru;

$\mu_2 = (0{,}08 - 0{,}1)$ — coeficientul de frecare care acţionează în cilindrii hidraulici laterali;

$\mu_3 = (0{,}06 - 0{,}08)$ — coeficientul de frecare care acţionează în ghidajele berbecului superior.

Din cele de mai sus rezultă că aceşti coeficienţi de frecare au valori identice cu μ_c şi μ_g; de aceea, coeficientul total de frecare a maselor mobile superioare se poate nota:

$$\mu_{ts} = \mu_1 + \mu_2 + \mu_3 = 2\mu_c + \mu_g$$

În aceste condiţii, expresia acceleraţiei este:

$$a = (1 - 2\mu_c - \mu_g) \cdot g$$

Ţinînd seamă de această egalitate, formula generală a suprafeţei pistonului este:

$$F = \frac{2 \cdot \frac{G}{d}}{\alpha \cdot (p - p_0) - (p_1 - p_0)} \qquad (4)$$

Din ecuaţiile (3) şi (4) se determină valoarea maximă a coeficientului α:

$$\alpha = \frac{2 \cdot \frac{G}{d} \cdot (p - p_0) + [L_e^{max} \cdot H_m^{-1} - G(z + f - d)] \cdot (p_1 - p_0)}{[L_e^{max} \cdot H_m^{-1} - G \cdot (z + f - d)] \cdot (p - p_0) + 2 \cdot \frac{G}{d}(p_1 - p_0)}. \qquad (5)$$

Dacă $S_c = S_{c1}$ şi $G_s = G_i$ şi ţinînd seama de valorile medii ale coeficienţilor μ_c şi μ_g, se obţine următoarea formulă, simplificată, pentru coeficientul α:

$$\alpha = \frac{2 \cdot G \cdot (p - p_0) + (L_{max} \cdot H_m^{-1} + 0{,}4 \cdot G) \cdot (p_1 - p_0)}{(L_{max} \cdot H_m^{-1} + 0{,}4 \cdot G) \cdot (p - p_0) + 2 \cdot G \cdot (p_1 - p_0)}.$$

Cunoscînd coeficientul α, se pot determina suprafaţa totală şi cea inelară a pistonului, diametrul cilindrului şi diametrul tijei.

În ceea ce priveşte valoarea teoretică a coeficientului α, ea se încadrează în limitele $\alpha = 0 - 1$. Este însă evident că, din condiţii constructive şi de lucru, valorile extreme se exclud. Din calculul cu ajutorul formulei (5) se obţine valoarea maximă posibilă a acestui coeficient pentru condiţiile tehnologice date, care poate fi diferită de valoarea coeficientului adoptat, deoarece dimensionarea corectă a tijei pistonului (din punctul de vedere al rezistenţei şi al durabilităţii acesteia) trebuie corelată cu alegerea consumului minim de agent energetic şi cu obţinerea unui randament economic cît mai ridicat. Alegerea valorii optime a coeficientului α se face utilizînd nomogramele lui Klimov [4], prin calcule succesive, respectînd condiţia nedepăşirii valorii lui α, calculată teoretic, şi asigurînd rezistenţa constructivă a tijei ciocanului.

Calculul presiunii suplimentare în sistemul hidraulic

Creşterea presiunii în sistemul hidraulic este aproape inevitabilă pentru ciocanele cu legătură hidraulică, menţionate mai sus la cazul al doilea şi cazul al treilea. Pentru a deduce formula necesară acestui calcul, se porneşte de la particular la general.

Se presupune că într-un vas (fig. 3), cu un volum iniţial W_0, este lichid a cărui presiune

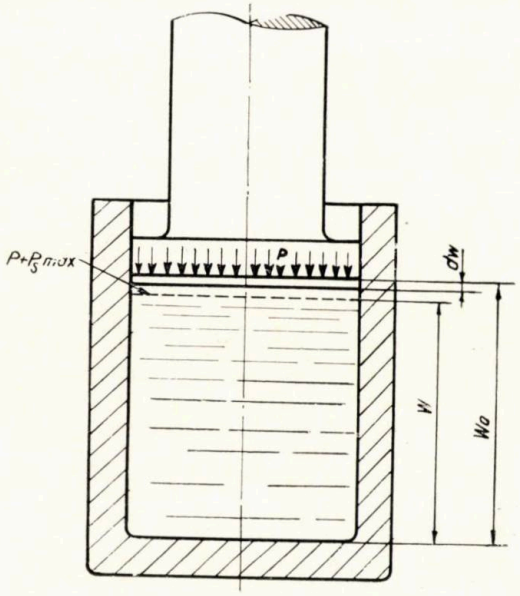


Fig. 3

este notată cu p. Sub acţiunea unui şoc pistonul (plungerul) comprimă lichidul pînă la volumul W, presiunea lichidului crescînd cu p_s.

Într-o fracţiunea de timp dt, lucrul mecanic elementar dA, necesar comprimării unui volum elementar de lichid dW, se exprimă astfel:

$$dA = p_s \cdot dW = p_s \cdot d(W_0 - W) \qquad (6)$$

Pe de altă parte, presiunea suplimentară se poate calcula după formula:

$$p_s = \varepsilon \cdot \frac{W_0 - W}{W_0},$$

unde ε este modulul de elasticitate al lichidului, în kgf/cm² (pentru apă $\varepsilon = 2{,}07 \cdot 10^4$ kgf/cm²).

Diferențiind ultima expresie, după regrupare, se scrie:

$$d(W_0 - W) = W_0 \cdot \frac{dp_s}{\varepsilon}.$$

Introducînd această relație în (6) se obține:

$$dA = \frac{W_0}{\varepsilon} \cdot p_s \cdot dp_s \qquad (6a)$$

Din condițiile de lucru, se știe că presiunea suplimentară p_s variază cu volumul de lichid comprimat. De aceea, limitele sale vor fi: $p_s = p_s^{min} = 0$, cînd nu are loc nici o comprimare suplimentară a lichidului ($p = \text{const.}$) și $p_s = p_s^{max}$, cînd comprimarea volumului de lichid este maximă.

În acest caz, integrînd ecuația (6 a), se obține:

$$A = \frac{W_0}{\varepsilon} \cdot \int_0^{p_s^{max}} p_s \cdot dp_s = \frac{W_0}{2 \cdot \varepsilon} \cdot (p_s^{max})^2 \qquad (7)$$

În același timp, lucrul mecanic este egal cu energia cinetică a maselor în mișcare:

$$A = E = E_i + E_s,$$

unde:

$E_i = \frac{G_i \cdot V_i^2}{2g} = \frac{G \cdot V_e^2}{2g}$ — energia cinetică a maselor mobile inferioare;

$E_s = \frac{G_s \cdot V_s^2}{2g} = \frac{G \cdot V_e^2}{2 \cdot g \cdot d}$ — energia cinetică a maselor mobile superioare

Întrucît masele mobile inferioare și cele superioare au aceeași viteză în momentul șocului (V_e) în sistemul hidraulic ($V_i = V_s = V_e$), valoarea totală a energiei cinetice se scrie:

$$E = \frac{G \cdot V_e^2}{2 \cdot g} \left(\frac{1 + d}{d} \right) = A \qquad (8)$$

Pentru a calcula viteza V_e este necesar să se calculeze înălțimea maximă (h_m) de la care masele mobile cad liber. Această înălțime se poate determina ținînd seamă de surplusul de energie cinetică a maselor inferioare (greutatea pieselor și greutatea suplimentară a maselor inferioare) în momentul loviturii, cînd viteza ambelor mase mobile este aceeași (V):

$$\Delta L_e = L_{ci} - L_{es} = \frac{G \cdot V^2}{2g} \left(\frac{d-1}{d} \right)$$

Acest surplus de energie deplasează în sus masele mobile la înălțimea maximă (h_m):

$$\Delta L_e = G(1 + d) \cdot h_m$$

Din ultimele două expresii se deduce:

$$h_m = \frac{(d-1)}{(d+1)} \cdot \frac{V^2}{2 \cdot g \cdot d} \qquad (9)$$

Cunoscînd înălțimea h, se determină viteza în momentul șocului, după cunoscuta formulă

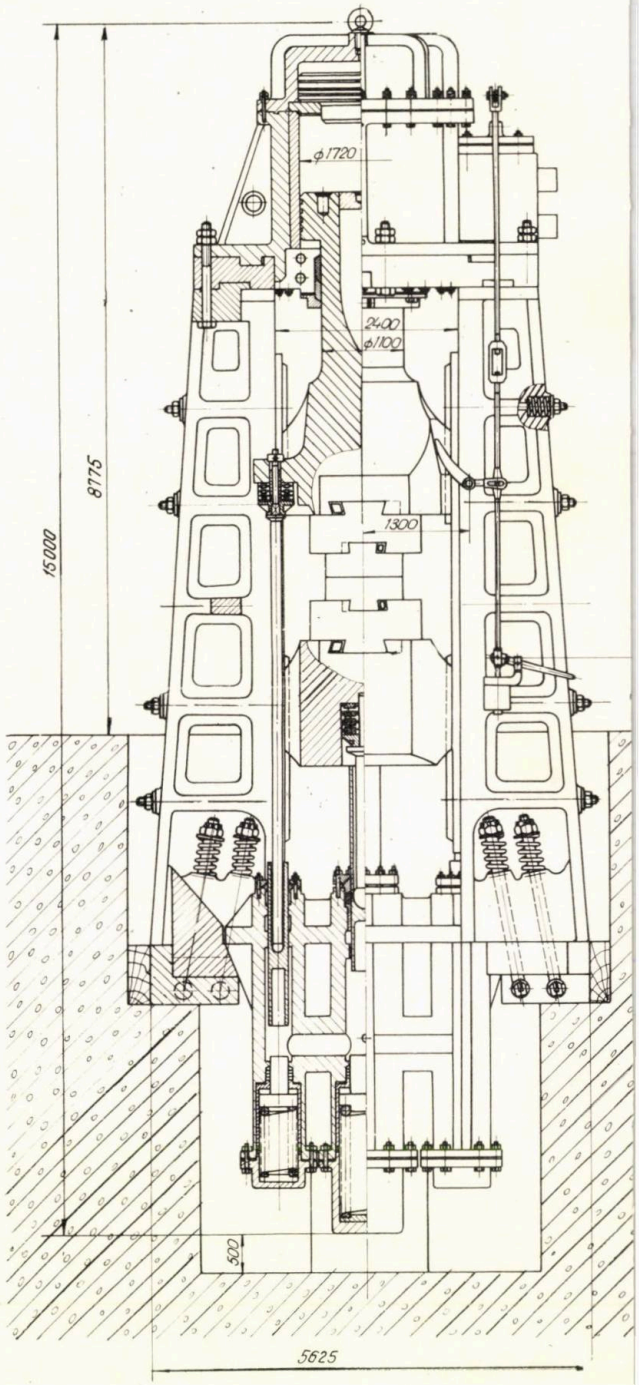


Fig. 4

$V_e = \sqrt{2 \cdot g \cdot h_m}$. Ținînd seamă de ecuațiile (7) — (9) și de ultima expresie, se deduce:

$$p_s^{max} = \frac{V}{d} \cdot \sqrt{\frac{G \cdot \varepsilon}{g \cdot W_0} \cdot (d - 1)} \qquad (10)$$

Formula (10) cuprinde factorii principali care influenţează asupra creşterii presiunii în sistemul hidraulic. Se constată că creşterea volumului de lichid din sistem scade valoarea lui p_s^{max}, în timp ce creşterea vitezei şi a greutăţii părţilor mobile influenţează negativ asupra presiunii suplimentare.

Pentru a evidenţia valoarea pe care o poate atinge p_s^{max}, se prezintă calculul acesteia într-un caz real, la un ciocan cu contralovitură şi legătură hidraulică, a cărui energie cinetică de lovire este de $L_e = 80\ 000$ kgf/cm (fig. 4). Caracteristicile constructive ale acestui ciocan sînt: $G = G_i = 44\ 000$ kgf (inclusiv greutatea celei mai mari piese), $G_s = 40\ 000$ kgf; $V = 3{,}13$ m/s; $W_0 \simeq 480\ 000$ cm³ apă la o presiune $p = 150$ kgf/cm². Pentru apă, $\varepsilon = 2{,}07 \cdot 10^4$ kgf/cm².

Introducînd datele în formula (10) se obţine:

$$p_s^{max} = \frac{313}{1{,}1} \cdot \sqrt{\frac{44\ 000 \cdot 20\ 700}{981 \cdot 480\ 000}(1{,}1 - 1)} \simeq 125 \text{ kgf/cm}^2$$

Creşterea de presiune este preluată de un sistem de compensatori cu arcuri, pentru evitarea avariilor.

Concluzii

Aducînd contribuţie la calculul teoretic al creşterii presiunii în sistemul hidraulic al ciocanelor cu contralovitură care funcţionează cu acest sistem de legătură între părţile mobile superioare şi inferioare, formulele deduse dau posibilitatea punerii în evidenţă a cauzelor unor avarii importante la asemenea utilaje şi permit alegerea unor soluţii constructive care să înlăture eventualele neplăceri.

CONTRIBUTIONS AU CALCUL DES MARTEAUX À CONTRE-COUP

L'article est une contribution au calcul théorique des marteaux à contre-coup en donnant la possibilité d'établir les dimensions correctes de leurs parties fonctionnelles.

Les formules déduites facilitent la découverte des causes de certaines avaries importantes des marteaux à contre-coup, à liaison hydraulique, et permettent le choix des solutions constructives qui éliminent les défections.

CONTRIBUTIONS TO THE CALCULATION OF COUNTERSTRIKE HAMMERS

The paper makes certain contributions to the theoretical calculation of counterstrike hammers, enabling a proper design of the main working parts.

The formulae derived by the author permit to emphasize the causes of certain hydraulic counterstrike hammer failures, and make it possible to select designs which avoid the occurence of possible shortcomings.

BIBLIOGRAFIE

[1] Moldovan V. *Utilajul secţiilor de forjă.* Bucureşti, Editura tehnică, 1965.

[2] Klimov I. V. *Rasciot i teoreticeskoe issledovanie parovogo bessabotnogo molota.* Bêche i Gross, col. Trudî G.I.I., 1937.

[3] Seredin P. I. *Molotî s dvuhstoronnim udarom.* Moscova, Maşghiz, 1955.

[4] Klimov I. V., *Nomogrammî k rasciotu parovozdušnîh molotov.* Vestnik maşinostroenia, nr. 7, 1951.

Anunţ

Conferinţa republicană de chimie analitică

(Constanţa, 24-28 septembrie 1969)

Consiliul Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor, Secţia de chimie, organizează la Constanţa, în zilele de 24-28 septembrie 1969, Conferinţa republicană de chimie analitică, cu următoarele secţii:

- Secţia I — Metode chimice de analiză
- Secţia II — Metode fizice de analiză
- Secţia III — Construcţii de aparate şi dispozitive folosite în analiza chimică
- Secţia IV — Automatizarea măsurilor analitice şi tehnica măsurărilor automatizate

Cei care doresc să participe la lucrările conferinţei urmează să completeze talonul de participare care se va trimite prin instituţii şi să-l expedieze pînă la data de 1 ianuarie 1969.

Cei care doresc să prezinte referate şi comunicări sînt rugaţi să expedieze rezumatele lucrărilor, în 3 exemplare, în limbile română şi engleză (maximum 500 cuvinte) pînă la data de 15 februarie 1969.

Propunerile vor fi selecţionate pe baza acestor rezumate şi pînă la 1 aprilie 1969 se va comunica rezultatul pentru lucrările introduse în program.

Întreaga corespondenţă va fi expediată pe adresa:

Consiliul Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor — Secţia de chimie — pentru Comitetul de organizare al Conferinţei republicane de chimie analitică, Calea Victoriei nr.118, etaj I, sector 1.

Oţel aliat cu cupru pentru etamboul cargoului de 12 000 tdw

Ing. I. FOTACHE
Uzinele „Progresul" – Brăila

CZ 669.15'3 – 194 : 629.123

În cadrul uzinei „Progresul" din Brăila s-a asimilat fabricarea etamboului cargoului de 12 000 tdw turnat din oţelul 0,8 GDNL. Acest oţel are următoarea compoziţie chimică prescrisă :max. 0,10% C ; 0,15 — 0,40% Si ; 0,80 — — 1,20% Mn ; 0,80 — 1,20% Cu ; 0,25 — 0,65% Ni ; P $\leqslant$ 0,040% ; S $\leqslant$ 0,040% ; max. 0,30% Cr şi următoarele caracteristici mecanice :

$\sigma_{r\ min} = 40$ kgf/mm² ; $\sigma_{c\ min} = 30$ kgf/mm ; $\delta_{10\ min} = 20\%$; $Z_{min} = 40\%$; K_{CU_2} la $-40°C$ = = min. 3 kgfm/cm² ; îndoirea la rece, la un unghi de 90°.

Etamboul cargoului de 12 000 tdw are o greutate de 29 t şi pentru a putea fi turnat şi tratat termic în cuptoarele existente, a fost secţionat în trei bucăţi, de greutăţi aproximativ egale, care s-au turnat separat, de la şarje diferite. După tratarea termică şi după prelucrarea mecanică, cele trei piese se asamblează prin sudură la beneficiar.

Pentru fabricarea etamboului la nivelul tehnic ridicat cerut de beneficiar (Şantierul naval — Galaţi) s-a fixat un proces tehnologic de fabricaţie provizoriu, în cadrul căruia s-au experimentat şase şarje de oţel, din care s-au turnat şase piese pentru două etambouri.

Procesul tehnologic a constat din :

Elaborarea şarjelor în cadrul căreia s-a realizat o degazare corespunzătoare a băii metalice, prin asigurarea unei viteze de decarburare de 0,6 — 0,7% C/h, în prima parte a perioadei de afinare, perioada de fierbere liniştită fiind de circa 1/2 h. Elementele de aliere (cuprul şi nichelul) s-au introdus în baia metalică încă de la sflrşitul topirii, în scopul de a se putea elimina, în timpul afinării, gazele aduse de aceste elemente.

Dezoxidarea şarjelor s-a efectuat cu feromangan standard şi silicomangan (în cuptor) şi cu ferosiliciu şi aluminiu (în afara cuptorului). Adaosul de feroaliaje s-a făcut în ordinea creşterii afinităţii faţă de oxigen a elementelor reducătoare. Adaosul de aluminiu a fost de 0,8 kg/t oţel lichid, asigurîndu-se, în acest fel, un grăunte de austenită fin.

Temperatura la evacuarea din cuptor s-a fixat la 1 575 $\pm$ 10°C, executîndu-se astfel o turnare rece.

Turnarea pieselor pentru etambouri s-a executat în forme din amestec de formare cu silicat de sodiu şi întărite chimic cu CO_2, suprafaţa pieselor fiind fără aderenţe şi cu aspect corespunzător. Pentru obţinerea unei viteze mari de turnare piesele s-au turnat folosind două oale, prin două reţele de turnare.

Tratamentul termic a constat dintr-o normalizare la temperatura de 880—900°C, urmată de o revenire la temperatura de 530—550°C. Menţinerea la temperatura de 880 — 900°C a fost de 1/2 h pentru fiecare 25 mm grosime, iar menţinerea la 530 — 550°C, de 8 h. În urma aplicării acestui proces tehnologic s-a reuşit să se obţină piese de calitate bună, fără retasuri şi porozităţi. Compoziţiile chimice şi caracteristicile mecanice obţinute sînt redate în tabela 1.

Tabela 1

Şarja	Compoziţia chimică, %								Caracteristici mecanice				
	C	Mn	Si	Cu	Ni	P	S	Cr	σ_r, kgf/mm²	σ_c, kgf/mm²	δ_{10}, %	Z, %	K_{CU_2}* – 40°C kgfm/cm²
1	0,10	1,07	0,35	1,10	0,38	0,030	0,028	0,05	47,1	32,0	25	45	2,01
2	0,08	1,10	0,30	1,01	0,40	0,035	0,030	0,08	46,3	31,6	27	46	2,70
3	0,09	0,99	0,28	1,15	0,39	0,031	0,030	0,03	48,8	33,0	24	45	2,13
4	0,07	1,01	0,29	1,12	0,37	0,029	0,031	0,03	48,2	32,2	25	45	1,64
5	0,09	0,86	0,31	1,17	0,42	0,028	0,025	0,04	46,1	31,4	26	46	2,57
6	0,10	1,18	0,22	1,20	0,40	0,036	0,023	0,06	53,0	33,9	25	45	2,21

*) Media a trei epruvete

După cum se observă din tabela 1, la compoziţii chimice conform cerinţelor, toate caracteristicile mecanice sînt corespunzătoare în afară de rezilienţa la —40°C. În urma rezultatelor nefavorabile obţinute la încercarea de rezilienţă, s-au efectuat o serie de cercetări de laborator, care au constat din aplicarea mai multor variante de tratament termic pe epruvete pătrate cu grosimea de 15 mm.

În funcţie de punctele critice de transformare ale acestui oţel, estimate în funcţie de compoziţia chimică, s-a fixat domeniul pentru temperatura de încălzire cuprins între 880 şi 900°C.

În cadrul încercărilor de laborator s-au experimentat următoarele variante:

— S-a repetat tratamentul termic aplicat în cuptoarele din secţie, care a constat din normalizarea la temperatura de 880 — 900°C şi revenirea la temperatura de 550°C. Menţinerea la temperatura de încălzire a fost de 0,8 min pentru 1 mm grosime de epruvetă; menţinerea la temperatura de revenire a fost de 2 h;

— S-au efectuat experimentări de laborator aplicînd următorul tratament: normalizare la temperatura de 890°C; revenire la temperatura de 630°C.

Menţinerea la temperatura de 890°C a fost de 0,8 min pentru 1 mm grosime de epruvetă, iar menţinerea la temperatura de revenire a fost de 2 h. Rezultatele încercărilor de rezilienţă sînt evidenţiate în tabela 2.

Varianta a III-a a constat în normalizarea la 890°C, urmată de două pendulări în jurul temperaturii de 712°C, cu o variaţie a temperaturii de +15°C şi —25°C faţă de 712°C. Durata unui ciclu de pendulare a fost de 8 + 8 = 16 min, iar după efectuarea pendulării epruvetele au mai fost menţinute la temperatura de 630°C încă 0,5 h, fiind apoi răcite în aer pînă la temperatura mediului ambiant.

Tabela 2

Varianta de tratament termic	Şarja nr.	K_{CU_2} la — 40°C, kgfm/cm²
I	1	2,23
	2	2,50
	3	2,51
II	4	10,56
	5	17,80
	6	15,95
III	2	16,49
	4	16,82
	6	15,98

Obs: Valorile prezentate reprezintă media valorilor obţinute pe cîte trei epruvete.

Rezultatele încercărilor de rezilienţă a probelor tratate termic conform celor trei variante sînt prezentate în tabela 2.

În urma efectuării experienţelor de laborator, în cele trei variante de tratament termic, s-au constatat următoarele:

— În varianta I de tratament termic s-au obţinut rezultate nefavorabile la încercarea de rezilienţă, ceea ce arată că obţinerea la scară industrială după această variantă a unor rezultate necorespunzătoare nu este cauzată de nerespectarea regimului de tratament prescris, ci că însuşi acest regim este necorespunzător.

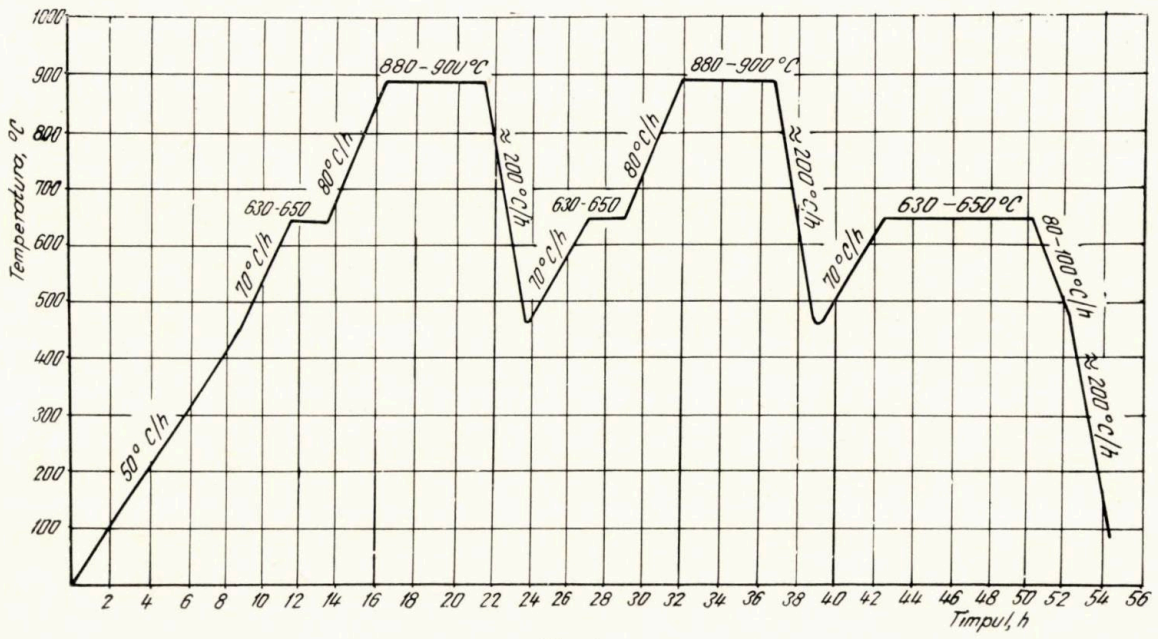


Fig. 1

— La varianta a II-a de tratament termic s-a obţinut, la şarja nr. 4, o valoare a rezilienţei, de 0,60. În urma analizei microstructurii probei necorespunzătoare s-a constatat o structură

Tabela 3

Şarja nr.	Caracteristici mecanice				
	σ_r, kgf/mm²	σ_c, kgf/mm²	δ_{10}, %	Z, %	K_{CU_2} la −40°C, kgfm/cm² media a patru epruvete
1	46,1	31,5	27	45	17,6
2	46,3	31,6	26	46	12,3
3	46,7	32,1	25	45	10,7
4	47,4	32,5	25	45	15,9
5	45,8	31,6	26	46	13,7
6	51,0	33,8	25	45	8,1

Widmanstäten remanentă, ceea ce explică această valoare scăzută a rezilienţei.

— Aplicarea variantei a III-a de tratament termic a dus la obţinerea de rezultate corespunzătoare şi constante. Totuşi, din cauză că la scară industrială, cu cuptoarele existente nu se poate realiza un tratament termic conform variantei a III-a şi întrucît la varianta a II-a s-a obţinut un rezultat nefavorabil, s-a adoptat soluţia ca pieselor să li se aplice un tratament termic constînd dintr-o dublă normalizare la temperatura de 880 — 900°C, completată cu o revenire la temperatura de 630 — 650°C. Menţinerea la temperatura de normalizare a fost de 0,5 h pentru fiecare 25 mm grosime, iar durata menţinerii la temperatura de revenire a fost de 8 h. Grosimea epruvetelor a fost de 80 mm, acestea rezultînd din turnare ca apendice la piese.

Diagrama de tratament termic — dublă normalizare şi revenire înaltă — este redată în figura 1. Temperaturile indicate pe diagramă sînt cele ale pieselor turnate, măsurate cu pirometrul de radiaţie.

Valorile caracteristicilor mecanice, obţinute în urma aplicării tratamentului de dublă normalizare şi revenire înaltă asupra epruvetelor care s-au tratat simultan cu piesele turnate, sînt redate în tabela 3.

În concluzie, pe baza experienţelor de laborator şi la scară industrială, se poate afirma că, pentru obţinerea unor valori corespunzătoare pentru rezilienţa determinată la temperatura de −40°C, temperatura de revenire de 500 — — 550°C, indicată în lucrarea [1], este insuficientă şi este necesară ridicarea acesteia la 630 — 650°C.

ACIER ALLIÉ AU CUIVRE POUR L'ÉTAMBOT DU CARGO DE 12 000 tdw

On présente les résultats des expériences effectuées en vue de l'application du processus technologique d'élaboration, de coulée et surtout de traitement thermique de l'étambot du cargo de 12 000 tdw en acier 08 GDNL.

COPPER ALLOY STEEL FOR THE 12 000 TDW CARGO BOAT STERNPOST

The paper presents the results of the tests made in order to develop the technological process of 08 GDNL steel production, casting and heat treatment for the 12 000 tdw cargo boat sternpost.

BIBLIOGRAFIE

[1] Nehendzi I. A. *Turnarea oţelului.* Bucureşti, Editura tehnică, 1952.
[2] Contorovici I. E. *Tratamentul termic al oţelului şi al fontei.* Bucureşti, Editura tehnică, 1953.
[3] Rău A. *Metalurgia oţelului.* Bucureşti, Editura tehnică.

Combinarea ventilației halelor cu încălzirea prin radiație

Conf. ing. N. N. DRĂGHICI
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej – București

CZ 628.83.628.81

Factorii care definesc microclimatul unei hale (încăperi) și care influențează puternic asupra funcțiilor fiziologice și, în consecință, asupra sănătății și puterii de muncă a omului sînt: temperatura, umiditatea și viteza aerului interior și radiațiile calorice ale corpurilor înconjurătoare (pereți, ferestre etc.).

Se știe că instalațiile de încălzire prin convecție acționează direct asupra temperaturii t_i a aerului din încăpere, pe cînd instalațiile de încălzire prin radiație acționează direct asupra temperaturii suprafețelor încăperii t_{ms}.

În timp ce valoarea parametrului asupra căruia acționează direct o instalație de încălzire depinde în mare măsură de caracteristicile acestei instalații, valorile celorlalți parametri depind de o serie întreagă de factori independenți de instalație, cum sînt: caracteristica termică a clădirii, parametrii aerului exterior, diferitele degajări interioare de căldură etc.

La încălzirea prin convecție, temperatura medie a suprafețelor înconjurătoare t_{ms} va fi totdeauna mai mică decît temperatura aerului interior t_i, de la care aceste suprafețe primesc căldura, deci:

$$t_i > t_{ms} \tag{1}$$

La încălzirea prin radiație, fenomenul este invers, adică:

$$t_i < t_{ms} \tag{2}$$

Inegalitățile (1) și (2) scot în evidență deosebirea fundamentală care există între cele două moduri de încălzire.

Temperatura de confort t_c reprezintă temperatura subiectivă (simțită), corespunzătoare unei senzații plăcute, și este dată de relația:

$$t_c = \frac{t_i + t_{ms}}{2}, \tag{3}$$

care ne arată că se poate realiza aceeași temperatură de confort t_c cu mai multe valori diferite pentru t_i și t_{ms}, cu condiția ca atunci cînd se mărește t_i, să fie micșorat în mod corespunzător t_{ms} și invers; în plus, trebuie ca diferența dintre t_{ms} și t_i să nu fie mai mare de 8°C.

Avantajele încălzirii prin radiație, față de cele ale încălzirii cu aer cald, decurg din existența inegalității (2). Aceste avantaje au fost arătate într-un articol anterior [1].

În hale cu degajări nocive (praf, gaze, umiditate etc.) cum sînt turnătoriile, halele de decapare, halele de prelucrare la cald etc., care necesită o ventilație mecanică, soluția optimă de încălzire constă din combinarea unei instalații cu aer cald cu o instalație cu radiație. Astfel se obține un confort interior mai bun decît s-ar putea obține numai cu o instalație cu aer cald (în privința compensării suprafețelor reci) și totodată se reduc cheltuielile de exploatare prin micșorarea pierderilor de căldură. Această combinare este posibilă deoarece, în marea majoritate a cazurilor, instalațiile de ventilare sînt folosite și ca instalații de încălzire pe timp friguros.

De exemplu, se consideră o hală cu un volum de 50 000 m³ în care temperatura de confort prescrisă este $t_c = 15$°C și în care trebuie să se realizeze iarna trei schimburi de aer pe oră, la $t_e = -20$°C. Ținînd seamă că la încălzirea cu aer $t_i > t_c$, iar la radiație $t_i < t_c$ și luînd pentru ambele cazuri o diferență de numai 3°C între t_i și t_c, în baza relației (3) rezultă: $t_i = 15 + 3 = 18$°C la încălzirea cu aer și $t_i = 15 - 3 = 12$°C la încălzirea prin radiație.

În cazul încălzirii numai cu aer cald (fără panouri radiante) căldura evacuată din hală o dată cu cei 150 000 m³ aer/h este $Q = 150\,000 \cdot 0{,}31 \cdot 38 = 1\,790\,000$ kcal/h.

Dimensionînd o instalație de ventilație în așa fel încît temperatura aerului interior să fie menținută la $t_i = 12$°C și o instalație cu panouri radiante astfel încît temperatura de confort să fie cea prescrisă ($t_c = 15$°C), rezultă o economie orară de căldură $\Delta Q = 150\,000 \cdot 0{,}31 \cdot 6 = 279\,000$ kcal/h.

Deci, în cazul considerat, prin combinarea instalației de ventilare cu o instalație prin radiație se realizează o economie de căldură de 15,6%.

În continuare se vor analiza diferitele aspecte care decurg din adoptarea acestei soluții combinate.

Cînd instalația de ventilare este folosită și ca instalație de încălzire pe timp friguros, căldura evacuată o dată cu aerul viciat și aceea care se pierde prin pereți, acoperiș etc. este înlocuită prin insuflarea și distribuirea în hală a aerului absorbit din exterior și preîncălzit la o temperatură t_v corespunzătoare. Evident, temperatura t_v a aerului insuflat trebuie să fie mai ridicată decît temperatura medie t_i a aerului din hală, prin care se asigură temperatura de confort, deci :

$$t_v > t_i \tag{4}$$

Ținînd seamă de relația (3), scoțînd în evidență pe t_i și introducînd în (4) se obține :

$$t_v > (2\,t_c - t_{ms}) \tag{5}$$

Această inegalitate arată că, pentru o anumită temperatură de confort t_c, cu cît va scădea valoarea diferenței din paranteză, cu atît va putea să scadă și valoarea temperaturii aerului insuflat t_v.

Într-o hală încălzită cu panouri radiante, temperatura t_{ms} este întotdeauna mai ridicată decît dacă aceeași hală ar fi încălzită cu aer cald. Aceasta duce la concluzia că încălzirea prin radiație permite insuflarea aerului pentru ventilare la o temperatură mai coborîtă deoarece, în acest caz, valoarea din paranteză a inegalității (5) este mai mică. De aici rezultă că o instalație de ventilare combinată cu o încălzire prin radiație aduce întotdeauna economii în exploatare, comparativ cu o instalație de ventilare simplă (fără radiație). Aceste economii sînt cu atît mai importante, cu cît caracteristica termică a halei este mai ridicată. Pentru a demonstra această afirmație se consideră o instalație de ventilare care în același timp îndeplinește și rolul instalației de încălzire pe timp friguros. Pe baza relațiilor (1) și (3), se poate scrie :

$$\frac{t_i - t_{ms}}{2} = t_i - t_c = \Delta t_c \tag{6}$$

Diferența reală Δt_c se determină din egalitatea

$$\alpha_{ei}\,(t_i - t_{ms}) = K_e\,(t_i - t_e), \tag{7}$$

în care α_{ei} este coeficientul echivalent (mediu) de convecție de la aerul interior la suprafețele interioare $\left(\alpha_{ei} = \frac{\Sigma F_i\,\alpha_i}{\Sigma F_i}\right)$, iar K_e este coeficientul echivalent (mediu) de transmitere a căldurii de la aerul interior la aerul exterior de temperatură t_e.

Rezolvînd ecuațiile (6) și (7) în raport cu Δt_c, rezultă

$$\Delta t_c = \frac{K_e}{2\,\alpha_{ei} - K_e}\,(t_c - t_e) \tag{8}$$

De aici se vede că, în cazul încălzirii cu aer cald, pentru aceeași temperatură de confort t_c, diferența dintre t_i și t_{ms} (relația 6), depinde de caracteristica termică a clădirii K_e. Cu cît K_e va fi mai mare, cu atît va trebui ridicată temperatura aerului t_i pentru a obține aceeași temperatură t_c.

Din expresia (6) rezultă :

$$t_i = t_c + \Delta t_c \tag{9}$$

Cantitatea orară de căldură Q_i, introdusă în hală în cazul considerat al încălzirii cu aer cald, trebuie să acopere pierderile de căldură prin elementele construcției și căldura pierdută prin aerul evacuat din hală, deci se poate scrie :

$$Q_i = (t_i - t_e)\,(F\,K_e + 0{,}31\,nV),\ \text{kcal/h} \tag{10}$$

în care F este suprafața interioară a halei ; K_e — coeficientul echivalent de transmitere a căldurii ; n — numărul schimburilor de aer pe oră, realizat prin ventilare ; V — volumul halei.

Înlocuind pe t_i din (10) cu (9) se obține :

$$Q_i = (t_c + \Delta t_c - t_e)\,(F\,K_e + 0{,}31\,nV),\ \text{kcal/h} \tag{11}$$

Dacă se presupune că instalația de ventilare este combinată cu o instalație de încălzire prin radiație, dimensionată astfel încît atunci cînd instalația de ventilare nu este în funcțiune să se obțină aceeași temperatură de confort t_c, relația (3) este valabilă și în cazul încălzirii prin radiație cu deosebirea că inegalitatea (1) devine :

$$t_i' < t_{ms}' \tag{12}$$

iar inegalitatea (6) :

$$\frac{t_i' - t_{ms}'}{2} = t_i' - t_c = -\,\Delta t_c, \tag{13}$$

de unde rezultă :

$$t_i' = t_c - \Delta t_c \tag{14}$$

Înlocuind această expresie a lui t_i în (11) se obține :

$$Q_i' = (t_c - \Delta t_c - t_e)\,(F\,K_e + 0{,}31\,nV),\ \text{kcal/h} \tag{15}$$

Raportînd (11) la (15) rezultă :

$$\frac{Q_i}{Q_i'} = \frac{(t_c - t_e) + \Delta t_c}{(t_c - t_e) - \Delta t_c} > 1 \tag{16}$$

Din (16) se vede că raportul $Q_i : Q_i'$ este întotdeauna supraunitar. Aceasta înseamnă că, în cazul combinării unei instalații de ventilare cu o instalație de încălzire prin radiație (de ex. panouri radiante, radianți electrici, radianți cu gaze etc.), pentru aceleași condiții de confort, consumul orar de căldură Q_i' este întotdeauna mai mic decît consumul de căldură Q_i corespunzător

unei instalații de încălzire numai cu aer cald. Temperaturile t'_i și t'_{ms} se pot stăpîni : t'_i — prin dimensionarea și reglarea instalației de ventilare, iar t'_{ms} — prin instalația de radiație.

Pentru a arăta cum depinde raportul Q_i : : Q'_i de caracteristica termică a halei, se consideră că trebuie ventilată și încălzită o hală industrială de volum $V = 30\,000$ m³, cunoscînd : temperatura de confort $t_c = 15$°C ; schimbul orar de aer $n = 5$; temperatura exterioară de calcul $t_e = -20$°C. Pentru coeficientul mediu de transmisie α_{ei} calculat cu formula $\alpha_{ei} = \frac{\Sigma F_i \alpha_i}{\Sigma F_i}$ a rezultat $\alpha_{ei} = 8$ kcal/m²h · °C.

Se presupune că există două variante din punct de vedere al concepției constructive : varianta A (mai puțin vitrată), care dă un coeficient termic echivalent $K_e = 1{,}64$ kcal/ /m²h · °C, și varianta B (foarte vitrată), care dă $K_e = 4$ kcal/m²h · °C. Aplicînd relația (8) se obține $\Delta t_c = 4$°C, în varianta A, și $\Delta t_c = 11{,}7$°C, în varianta B.

Aplicînd relația (16) se obține $Q_i : Q'_i = 1{,}26$, în varianta A, și $Q_i : Q'_i = 2$, în varianta B. Aceasta înseamnă că, în cazul combinării instalației de ventilare cu o instalație de încălzire prin radiație, în afară de valorile t_c și t_e, economia de căldură depinde de caracteristica termică a halei K_e și anume : în cazul $K_e = 1{,}64$ kcal/m²h · °C, economia de căldură este de 26%, iar în cazul $K_e = 4$ kcal/m²h · °C, această economie este de 100%. Deci, pentru aceeași temperatură de confort, prin combinarea ventilației cu o instalație de încălzire prin radiație se obține o economie cu atît mai mare, cu cît coeficientul K_e al halei este mai ridicat.

În figura 1 este prezentată o schemă de alimentare rațională cu căldură a instalațiilor de încălzire dintr-o fabrică unde halele necesită și o ventilație mecanică, deci încălzirea lor reclamă o instalație combinată cu panouri radiante și aeroterme (CR — convector-radiator ; IT — încălzire prin tavan ; PR — panouri radiante ; A — aeroterme ; PC — pompă de circulație ; SC — schimbător de căldură ; R_3 — robinet cu trei căi ; TR — termoregulator).

Schema propusă urmărește atît satisfacerea condițiilor de confort, cît și realizarea de economii la investiții și în exploatare. Distribuția a fost concepută în așa fel încît să se obțină suprafețe cît mai reduse la panourile radiante (economii în investiții), să fie posibil un reglaj local pentru instalația din atelierele anexe și cea din pavilioanele social-administrative, iar fiecare instalație să poată funcționa independent, ceea ce scurtează timpul necesar intrării în regim de lucru, după o întrerupere mai îndelungată. După intrarea în regim, schema permite trecerea la funcționarea în trepte, adică apa din panourile radiante intră în aeroterme, apoi trece în convectoare (registre și radiatoare) iar de aici în serpentinele pavilionului administrativ. Instalațiile din ateliere și pavilionul administrativ sînt prevăzute cu reglare locală prin recircularea apei de întoarcere. Inerția întregului sistem este mică la pornire deoarece permite funcționarea fiecărei instalații la temperaturi mai ridicate (direct din rețea). După intrarea în regim, prin trecerea la funcționarea în trepte (legarea instalațiilor în serie) debitul total de apă se micșorează cu circa 30%, iar căderea totală de temperatură dintre intrarea și ieșirea din întreaga instalație crește aproximativ cu 50% ; prin aceasta costul consumului de energie se micșorează simțitor.

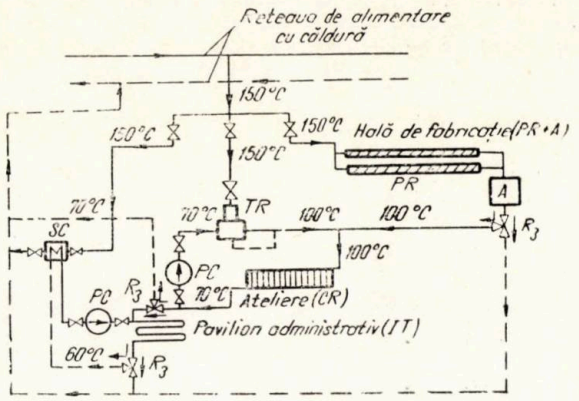


Fig. 1

Din figura 1 este ușor de văzut că schema propusă poate fi adoptată pentru orice industrie, fără modificări esențiale.

Concluzii. În cazul încălzirii cu panouri radiante, pe de o parte căldura este dirijată direct asupra pardoselii și mai puțin (sau de loc) asupra pereților laterali, iar pe de altă parte temperatura aerului interior t_i este mai coborîtă față de cazul încălzirii cu aer cald. În consecință, la halele cu caracteristici termice ridicate, pentru realizarea aceleiași temperaturi de confort, încălzirea cu panouri radiante este mai avantajoasă decît încălzirea cu aer cald, care ar da pierderi importante de căldură. De asemenea, prezența și mărimea suprafețelor reci, care necesită compensarea efectului neplăcut asupra oamenilor, duce la încălzirea cu panouri radiante.

Cînd hala necesită și o ventilație mecanică, soluția optimă constă în combinarea panourilor radiante cu o instalație cu aer cald.

LA VENTILATION DES HALLES COMBINÉE AVEC LE CHAUFFAGE PAR RADIATION

Les avantages du chauffage par radiation sont connus. La plupart des halles ont besoin non seulement d'être chauffées mais aussi d'être ventilées, et la chaleur évacuée de la halle en même temps que l'air qui doit être renouvelé dépasse quel-

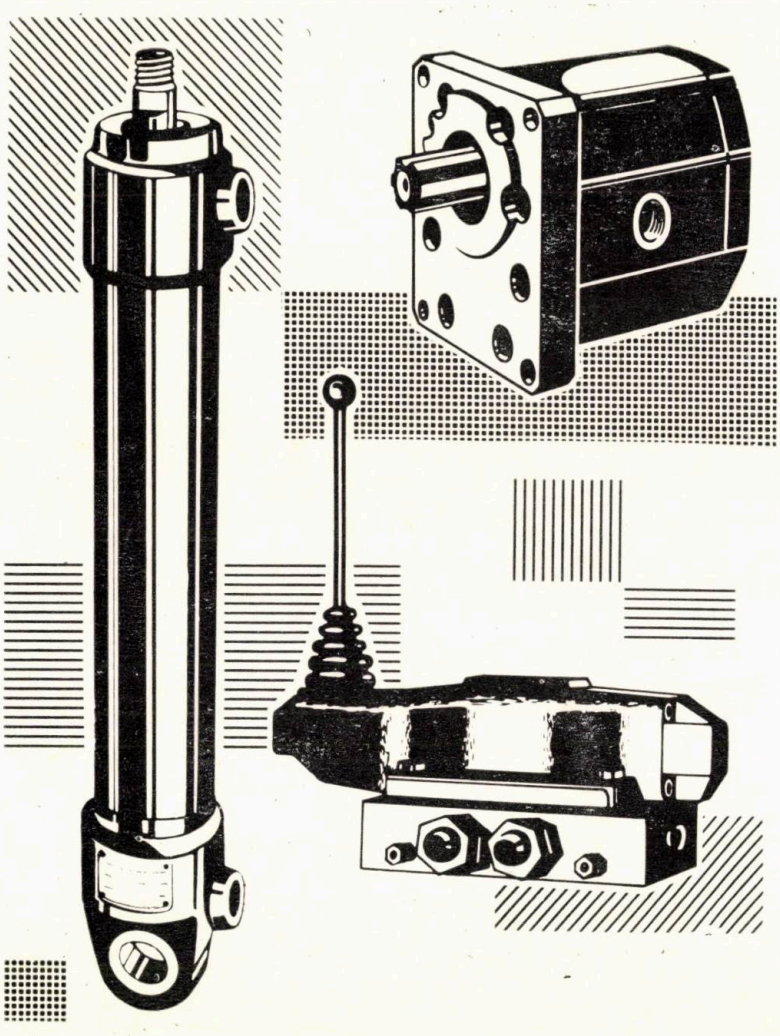
quefois la chaleur perdue à cause des murs, des fenêtres et du toit. On examine dans l'article les avantages qui résultent en combinant la ventilation avec une installation de chauffage par radiation et on donne quelques exemples qui démontrent l'efficacité économique de cette solution.

COMBINED PRODUCTION SHOP VENTILATION AND RADIANT HEATING

The advantages of the radiant heating system are well known. Besides heating, most of the production shops require also ventilation, and the heat removed from the shop together with the air to be renewed often exceeds the heat lost through the windows, walls and roof. The paper discusses the advantages of combining the ventilation system with a radiant heating system, and defines the economic efficiency of this method by means of several examples.

BIBLIOGRAFIE

[1] Drăghici N. N.: *Reglajul consumului de căldură într-un combinat metalurgic termoficat.* Metalurgia nr. 7, 1968, p. 431.



VVB
ARMATUREN
UND
HYDRAULIK
HALLE/SAALE

Problemele dv. de raţionalizare şi automatizare le rezolvaţi în mod optim cu elemente pneumatice şi hidraulice ORSTA, construcţie bloc.

ORSTA hydraulik

+

ORSTA pneumatik

LIVRĂM :

- POMPE DE LICHID SUB PRESIUNE
- VENTILE LIMITATOARE ŞI DE TRECERE
- APARATE CONSUMATOARE ACŢIONATE DE LICHID SUB PRESIUNE

TOATE DE CEA MAI BUNĂ CALITATE

Informaţii şi prospecte prin :

AMBASADA R. D. G. ÎN R. S. ROMÂNIA
SECŢIA COMERCIALĂ
Bucureşti — România, Drumul Taberei
str. Compozitorilor 30, Bloc OD 5, scara 1

Exportator :

TECHNOCOMMERZ GmbH 108 Berlin, Mittelstr. 25 — Republica Democrată Germană

PUBLICOM

Consideraţii asupra unor cazuri speciale la forjarea pe maşinile de forjat orizontale

Ing. FR. LAMMERT
Uzina de vagoane – Arad

CZ 621.731.2;621.733

Forjarea prin refulare a pieselor pe maşini de forjat orizontale (MFO) se impune din ce în ce mai mult ca un procedeu tehnologic de mare productivitate, permiţînd o bună utilizare a metalului şi obţinerea unor piese cu configuraţie complexă, care, executate prin alte procedee, ar necesita un consum mai ridicat de metal.

În cadrul lucrării de faţă se vor analiza metodele de calcul al fazelor refulării pentru piesele cu bifurcaţii deschise (fig. 1) şi care

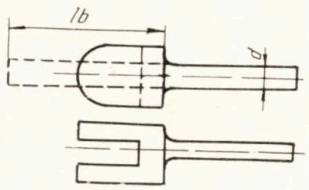


Fig. 1

necesită o lungime de refulare pentru materialul de pornire $l_b \geqslant 3\ d$, concomitent cu o despicare adîncă pentru formarea bifurcaţiei [1].

Ţinînd seamă că pentru piesa arătată în figura 1, raportul $l_b : d > 3{,}0$ şi că în cazul refulării deschise semifabricatul ar flamba, pentru

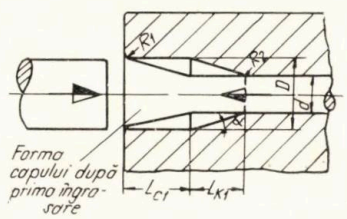


Fig. 2

execuţia acestui reper a fost folosită metoda de refulare invers conică cu avans (fig. 2).

Din figura 2 se observă că întreaga refulare are loc între cele două semimatriţe, în cavitatea invers conică faţă de direcţia de avansare a barei.

După executarea operaţiei de refulare — îngroşare conică, porţiunea refulată este împinsă cu lungimea L_{c1} către faţa matriţei şi prin aceasta se permite o nouă refulare de îngroşare. Diametrul părţii cilindrice nu depăşeşte 1,5 d.

Sistemul prezintă următoarele avantaje: locaşul matriţei pentru operaţia de îngroşare este mai scurt şi în felul acesta nu este influenţat de lungimea matriţei; se elimină complet posibilitatea flambajului, întrucît refularea de îngroşare se execută permanent într-o cavitate, flambajul barei refulate fiind limitat de pereţii cavităţii; datorită formei conice a volumului îngroşat se elimină posibilitatea apariţiei cutelor provenite din suprapunerea materialului la refulare.

Prin acest procedeu, lungimea de refulare va fi determinată de numărul de avansări ale barei în cavitatea de îngroşare a matriţei.

Calculul elementelor dimensionale ale locaşului de îngroşare. Pentru stabilirea elementelor de calcul se are în vedere figura 2, unde

L_{K_1} reprezintă lungimea părţii conice;
L_{c_1} — lungimea părţii cilindrice.

Pentru evitarea flambării barei la îngroşare, se va lua raportul $\frac{D}{d} = 1{,}25 - 1{,}5$.

Alegerea acestui raport se recomandă a se face în funcţie de raportul dintre lungimea de refulat a barei l_b şi diametrul barei care se refulează d, conform tabelei 1 [1].

Elementele care trebuie stabilite în legătură cu operaţia de îngroşare sînt: numărul fazelor de refulare-îngroşare (N_{rt}) şi dimensiunile cavităţii conice, conform figurii 2.

Întrucît în calcul apar elemente necunoscute, a căror stabilire ar necesita un calcul greoi şi

Tabela 1

$\frac{l_b}{d}$	5	7	9	10	12	14	16
$\frac{D}{d}$	1,25	1,30	1,35	1,35	1,40	1,45	1,50

complicat,se adoptă o fază de aproximaţie care are la bază relaţia :

$$\frac{\frac{D-d}{2}}{L_{K1}} = \text{tg } \alpha \qquad (1)$$

Se recomandă ca unghiul α să fie mai mic decît 3°. Încercările făcute au arătat că valoarea optimă a acestui unghi este de 2°.

Deci

$$\frac{D-d}{2L_{K1}} = \text{tg } 2° \qquad (1\ a)$$

Relaţia (1 a) permite determinarea aproximativă a lungimii primei cavităţi conice de îngroşare :

$$L_{K1} = \frac{D-d}{2 \text{ tg } 2°} \qquad (2)$$

Notînd :

$$\frac{D}{d} = \varepsilon \qquad (3)$$

sau $D = \varepsilon d$ şi înlocuind în (2) se obţine :

$$L_{K1} = \frac{d}{2} \frac{\varepsilon - 1}{\text{tg } 2°} \qquad (4)$$

Se consideră V_r volumul de metal necesar a fi refulat pentru obţinerea piesei (inclusiv bavura şi arderea), volum care după îngroşare devine un trunchi de con. Din egalitatea volumelor se vor obţine relaţiile :

$$V_r = \frac{\pi}{3 \times 4} L_{K1} (D^2 + d^2 + Dd) \qquad (5)$$

Înlocuind în (5) $D = \varepsilon d$, se obţine :

$$V_r = \frac{\pi}{4} \frac{L_{K1}}{3} (\varepsilon^2 d^2 + d^2 + \varepsilon d^2)$$

sau

$$V_r = \frac{\pi}{4} \frac{L_{K1}}{3} d^2 (\varepsilon^2 + \varepsilon + 1) \qquad (6)$$

Întrucît $\frac{\pi d^2}{4} = S_b$, secţiunea barei refulate, rezultă :

$$V_r = S_b \frac{L_{K1}}{3} (\varepsilon^2 + \varepsilon + 1), \qquad (7)$$

de unde se obţine valoarea lungimii conului final de îngroşare (pentru simplificarea notaţiei se va denumi trunchiul de con — con de îngroşare).

$$L_{K1} = \frac{V_r}{S_b} \frac{3}{\varepsilon^2 + \varepsilon + 1} \qquad (8)$$

Întrucît $\frac{V_r}{S_b} = l_b$ (lungimea barei necesară a fi refulată pentru obţinerea piesei) şi înlocuind, se obţine :

$$L_K = \frac{3}{\varepsilon^2 + \varepsilon + 1} l_b \qquad (9)$$

S-au obţinut expresiile (4) şi (9) pentru lungimea conului de îngroşare. Asupra acestor două relaţii se fac următoarele observaţii:

Lungimea conului de îngroşare dată de relaţia (9) a fost stabilită pentru cazul în care întreaga operaţie de îngroşare se face într-o singură fază, căci s-a admis de la început că $V_r = V_{K_1}$ [relaţia (5)].

Lungimea conului de îngroşare dată de relaţia (4) a fost stabilită pe baza relaţiei (1 a) şi ea dă lungimea conului de îngroşare în cazul în care operaţia de îngroşare se face în mai multe faze, întrucît $V_{K1} \neq V_r$.

Lungimea L_{K1} calculată cu relaţia (4) este în general mai mică decît lungimea L_{K1} calculată cu relaţia (9), ceea ce înseamnă că şi această ultimă relaţie satisface condiţia ca unghiul conului (α) să fie mai mic de 3°.

Înainte de a stabili modul de utilizare a celor două relaţii, se va trece la determinarea relaţiei de calcul al lungimii porţiunii cilindrice a cavităţii de îngroşare, adică L_{c1}. Aceasta se poate stabili din condiţia egalităţii volumelor :

$$\frac{\pi d^2}{4} L_{c1} + \frac{\pi d^2}{4} L_{K1} = \frac{\pi d^2}{4} \frac{L_{K1}}{3} (\varepsilon^2 + \varepsilon + 1) \qquad (10)$$

Efectuînd simplificările, se obţine :

$$L_{c1} + L_{K1} = \frac{L_{K1}}{3} (\varepsilon^2 + \varepsilon + 1)$$

sau

$$L_{c1} = \frac{\varepsilon^2 + \varepsilon - 2}{3} L_{K1} \qquad (11)$$

În felul acesta sînt determinate principalele elemente constructive ale locaşului de îngroşare.

Modul de calcul şi de utilizare a formulelor este următorul :

Avînd cunoscute : volumul de material necesitat de piesă , precum şi lungimea corespunzătoare acestui volum, care trebuie refulat (inclusiv bavura şi arderea), se vor calcula lungimile L_{K1} şi L_{c1} cu ajutorul relaţiilor (9) şi (11). În funcţie de tipul de MFO ales pentru executarea refulării şi a lungimii semimatriţei de refulat, suma lungimilor calculate $L_{K1} + L_{c1}$ va trebui să fie mai mică decît lungimea totală a matriţei.

În cazul în care suma $L_{K1} + L_{c1}$ este prea mare şi nu mai permite executarea zonei de strîngere, înseamnă că refularea nu se poate executa într-o singură fază şi sînt necesare mai multe faze de îngroşare. În acest caz se va uti-

liza, pentru determinarea lungimii L_{K1}, relaţia (4) iar numărul fazelor de refulare va fi determinat după cum urmează:

În prima fază se refulează pentru îngroşare o lungime de bară

$$l_{b1} = L_{c1} + L_{K1} \qquad (12)$$

şi mai rămîne de refulat

$$l_b - l_{b1} = l_b - (L_{c1} + L_{K1}) \qquad (13)$$

avansul barei la fazele următoare fiind L_{c1}. Rezultă deci că numărul fazelor va fi dat de relaţia:

$$N_{ri} = 1 + \frac{l_b - (L_{c1} + L_{K1})}{L_{c1}} \qquad (14)$$

Întrucît partea a doua a expresiei (14) dă un rezultat fracţionar, se recomandă să se aleagă astfel valorile pentru L_{c1} şi L_{K1} încît N_{ri} să rezulte sub forma unui număr întreg.

De asemenea, se recomandă ca numărul fazelor pentru îngroşare să nu depăşească 3, pentru a nu fi necesare încălziri repetate ale materialului care se refulează.

Procedeul de refulare expus permite un grad destul de mare de reducere a lungimii de refulat într-o singură cavitate de îngroşare, permiţînd ghidarea continuă a barei în cavitatea semimatriţei, ceea ce elimină pericolul flambajului barei în timpul refulării. Se pot refula lungimi de material de pînă la zece ori diametrul barei iniţiale. (La uzina de vagoane din Arad s-au refulat lungimi de zece ori diametrul barei iniţiale în trei faze şi trei încălziri, pentru obţinerea unei bare bifurcate.)

În continuare, în cele ce urmează se va analiza posibilitatea realizării despicării de mare adîncime la MFO. Această operaţie se poate asemăna, într-o oarecare măsură, cu străpungerea realizată în tehnologia de execuţie a bucşelor, cu deosebirea că, în cazul despicării, deformarea metalului are loc în condiţii mai grele. Pentru a caracteriza operaţia de despicare se va introduce noţiunea gradului de despicare Δ, care se defineşte ca raportul dintre lungimea de pătrundere în piesă (adîncimea despicării) şi lungimea piesei (fig. 3).

În cazul în care gradul de despicare este mai mare decît 0,75, despicarea este adîncă, iar dacă acest grad este de 0,80—0,90, bifurcările sînt deschise.

În figura 3 se redau fazele realizării unei despicări adînci la o bară bifurcată. În baza celor anterioare, gradul de despicare pentru această piesă este dat de relaţia $\Delta = \frac{h}{H}$.

Secţiunea eboşei va trebui să aibă forma din figura 3, *a*, din următorul motiv: în timpul despicării are loc o împingere a materialului refulat pe direcţia refulării, adică din zona *1—1'* spre *2—2'* (fig. 3, *a*), ceea ce va determina o îngroşare a piesei în zona 2—2', deci o creştere a secţiunii. Dacă secţiunea *2—2'* a eboşei

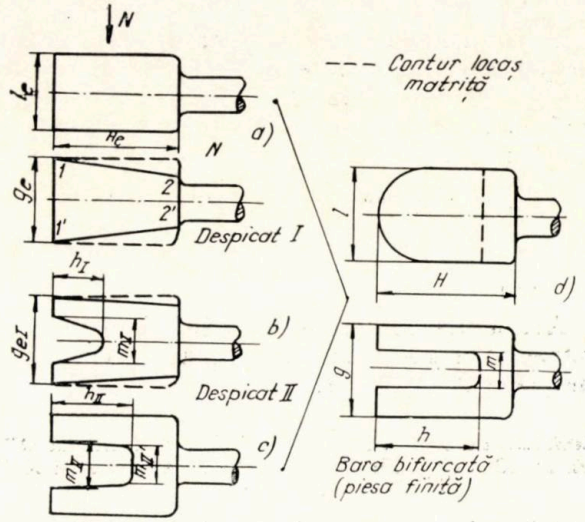


Fig. 3

este egală sau mai mare decît secţiunea 1—1', va fi posibilă aruncarea barei refulate din matriţă sau o creştere exagerată a bavurii piesei. Pentru a asigura o despicare uniformă a materialului, fără solicitări puternice pentru maşina de forjat orizontală, în cazul despicărilor adînci, deci pentru $\Delta = 0{,}8—0{,}9$, este indicat ca operaţia propriu-zisă să se execute în două faze: o fază de predespicare şi o fază de despicare-formare, iar pentru faza I să se ia un grad de despicare $\Delta_1 = 0{,}4—0{,}5$. Faza a doua este recomandată îndeosebi în cazul barelor bifurcate care au forme rotunjite la capăt, de-

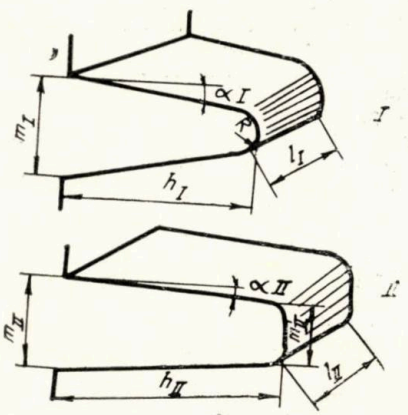


Fig. 4

oarece în această fază se asigură o umplere bună a tuturor colţurilor piesei.

Forma vîrfurilor de despicare pentru cele două faze se indică în figura 4 (I — predespicare; II — despicare - formare).

Calculul dimensional este redat în cele ce urmează :

$$h_I = \Delta h = (0{,}4 - 0{,}5)\ h$$
$$l_I = l_{II} = l$$
$$m_I = 0{,}8 \text{ m}$$

Unghiul de înclinare al poansonului de predespicare (I) se admite $\alpha_I = 7-9°$, iar pentru poansonul de despicare — formare (II), $\alpha_{II} = 3-5°$. Restul dimensiunilor este dat de relaţiile :

$$h_{II} = h \text{ (a se vedea şi figura 3, } b)$$
$$l_{II} = l$$
$$m_{II} = m$$

Avînd aceste elemente determinate, se pot dimensiona matriţele de refulare pentru tipul de piese menţionate.

CONSIDÉRATIONS SUR QUELQUES CAS PARTICULIERS DE FORGEAGE SUR LES MACHINES À FORGER HORIZONTALES

On étudie la possibilité de réaliser, sur les machines à forger horizontales, les pièces refoulées de la catégorie des barres à tête bifurquée, dont l'exécution impose le refoulement d'une longueur de barre qui peut aller jusqu'à dix fois le diamètre de la barre initiale. On décrit une nouvelle méthode de refoulement, on prècise le calcul des phases et des cavités de refoulement, étant donné que, par les méthodes connues, de telles longueurs n'ont pu être refoulées sur les machines à forger horizontales.

De même, on montre les possibilités de forgeage et de fendage concomitant, ce qui permet d'obtenir les pièces du type indiqué avec un supplément minimum d'usinage par rapport aux méthodes classiques de forgeage.

CONSIDERATIONS REGARDING CERTAIN SPECIAL OPERATING CONDITIONS OF HORIZONTAL FORGING MACHINES

The paper investigates the posibility of manufacturing upset parts such as forged bars on horizontal forging machines, which involves the upsetting of bar lengths of up to ten times the initial bar diameter. A new upsetting technique is described, together with the calculation of the steps and upsetting cavitations, as the conventional methods have proved unsatisfactory for the upsetting of such long lengths on horizontal forging machines.

The paper also stresses the possibility of simultaneous splitting and forging on the horizontal forging machine, which enables the required parts to be produced with much smaller processing allowances than by the conventional forging methods.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Clasificarea după configuraţie a pieselor matriţate.* Standardizarea, septembrie 1967, p. 461.

[2] Briuhanov A. N. şi Rebelski A. V. *Matriţarea la cald.* Moscova, Maşghiz, 1952.

[3] Chamouard A. *Cîteva sfaturi de concepţie pentru piesele matriţate şi justificările lor tehnologice.* Mécanique électricité, martie 1964, p. 7.

CRONICĂ

Consiliul Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor, Membru al Comitetului Internaţional al Asociaţiilor Tehnice de Turnătorie

Începînd cu data de 1 ianuarie 1968, România, prin Consiliul Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor, este membră a Comitetului Internaţional al Asociaţiilor Tehnice de Turnătorie (C.I.A.T.F.).

Comitetul Internaţional al Asociaţiilor Tehnice de Turnătorie reuneşte pe plan tehnic toate asociaţiile membre în vederea promovării unei activităţi comune şi are următoarele obiective :

— se ocupă cu problemele tehnice de interes comun şi stabileşte legături de colaborare tehnico-ştiinţifice între asociaţiile membre în vederea creării unui spirit colectiv ;

— promovează liberul schimb al rezultatelor cercetărilor între asociaţiile membre, precum şi al documentaţiei tehnice ;

— face propuneri de perfecţionare a profesiei ;

— apără interesele comune şi le armonizează cu cele ale altor instituţii ;

— fixează data congreselor şi a expoziţiilor internaţionale de turnătorie şi supraveghează organizarea lor.

Pînă în prezent C.I.A.T.F. a organizat 34 de congrese internaţionale de turnătorie ; cel de-al 34-lea Congres internaţional de turnătorie a avut loc la Paris între 1 şi 6 octombrie 1967 ; în anul 1968 Congresul internaţional de turnătorie a avut loc la Tokio între 6 şi 11 octombrie ; vor urma în 1969, la Belgrad, între 7 şi 12 septembrie, în 1970, la Brighton, între 21 şi 25 septembrie, în 1971, la Düsseldorf, în 1972, la Philadelfia, în 1973, la Moscova.

În cadrul Comitetului Internaţional al Asociaţiilor Tehnice de Turnătorie se elaborează studii de sinteză prin comisii şi subcomisii, din următoarele domenii :

Comisia I. Materiale de formare şi refractare, cu subcomisiile : Subcomisia I, Lianţi argiloşi, Subcomisia Ic, Amestecuri de nisipuri fluide cu autoîntărire, Subcomisia Id, Incercarea nisipurilor.

Comisia III. Progresul tehnic, cu subcomisiile : Subcomisia III a, Istoria turnării, Subcomisia III b, Literatură tehnică, Subcomisia III c, Cercetări colective.

Comisia VI. Metalurgie şi proprietăţi de turnare.

Comisia VII. Aliaje de turnătorie, cu subcomisiile : Subcomisia VII a, Fonte cu grafit lamelar şi sferoidal, Subcomisia VIIb, Fonte maleabile, Subcomisia VIIc, Oţel turnat, Subcomisia VIId, Fonte cu grafit sferoidal.

La lucrările comisiilor şi subcomisiilor are dreptul să participe şi Consiliul Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor prin specialiştii săi.

La C.I.A.T.F. sînt afiliate 25 de asociaţii naţionale de turnătorie sau tehnico-inginereşti.

În calitate de membru al C.I.A.T.F., C.N.I.T. participă la reuniunile anuale ale comitetului care au loc de obicei cu prilejul congreselor internaţionale de turnătorie şi se poate înscrie în programul congreselor cu referate de sinteză sau comunicări care să reflecte realizările tehnico-ştiinţifice cele mai valoroase din domeniul turnării.

Participarea C.N.I.T. la congresele internaţionale de turnătorie va da posibilitatea unui larg schimb de informaţii şi de experienţă cu specialiştii din alte ţări şi va contribui la lărgirea legăturilor dintre specialiştii români şi străini.

Afilierea C.N.I.T. la C.I.A.T.F. trebuie să impulsioneze activitatea de cercetare ştiinţifică şi de promovare a tehnologiilor moderne de turnare astfel, încît prin rezultatele de mare valoare teoretică şi practică, ţara noastră să se afirme încă o dată pe plan internaţional.

Ing. *P. Filimon*

Determinarea rapidă a trioxidului de aluminiu din materiile prime şi din produsele refractare

Chim. MARIA PANITI
Fabrica de produse refractare — Alba-Iulia

CZ 766.76 : 338.062.221 : 543

Un mare rol în definirea calităţii cărămizilor refractare silico-aluminoase îl are conţinutul de Al_2O_3. De aceea, pe lîngă analiza produselor, se impune determinarea conţinutului de Al_2O_3 din argilele refractare, precum şi determinarea rapidă a Al_2O_3 din amestecurile îmbogăţite cu un anumit procent de alumină, pentru o eventuală corectare în cazul în care procentul nu este cel indicat în reţetă.

În ultimul timp pentru determinarea rapidă a elementelor sînt tot mai des folosite metodele complexonometrice întrucît sînt simple, precise, pot fi executate de personal cu o pregătire medie şi nu necesită o aparatură complicată.

Pentru determinarea complexonometrică directă a aluminiului, în literatură se indică trei metode [1]—[3]. Numărul metodelor este mic din cauza inexistenţei indicatorilor de culoare specifici pentru aluminiu. Totodată la determinarea complexonometrică directă se obţin rezultate nepunctuale, din cauza reacţiei intermediare a substanţei complexe [4].

Majoritatea metodelor menţionate în literatură [4]—[13] sînt metode indirecte. Din cantitatea de complexon adăugat în exces o parte care trebuie scăzută consumă şi titanul; de aceea, în metodele găsite în literatură, cantitatea de Al_2O_3 se determină după ce s-au făcut diverse extracţii sau după ce se determină titanul pe cale fotocolorimetrică, din soluţia din care s-a separat siliciul. Aceste operaţii fiind greoaie şi lungind mult durata analizei, metodele de retitrare date nu se pretează la aplicarea lor la analizele rapide de serie din laboratoarele fabricilor de refractare, în care se urmăreşte îndeosebi determinarea rapidă a cantităţii de Al_2O_3 şi de Fe_2O_3.

În urma studierii comportării indicatorilor şi a condiţiilor de formare a etilendiaminotetraacetatului de aluminiu, s-a pus la punct determinarea imediată a Al_2O_3 din materialele refractare, fără să mai fie necesare filtrări, extracţii sau determinarea titanului.

Alegerea indicatorului. În literatura de specialitate [7], [9], [12] este specificat că, dintre indicatorii cunoscuţi, pentru determinarea aluminiului cei mai buni sînt : acidul sulfosalicilic, xilenolorangeul şi benzidina.

În cazul determinărilor de la Fabrica de produse refractare —Alba-Iulia s-a ales acidul sulfosalicilic din mai multe motive : folosind ca indicator benzidina, virajul este clar, dar variaţiile rezultatelor pentru conţinutul de Al_2O_3 sînt prea mari [12]; la folosirea xilenolorangeului titrarea este deranjată chiar de cantităţi mici de fosfaţi, iar în prezenţa CaO şi MgO, virajul apare înaintea punctului de echivalenţă; acidul sulfosalicilic este un indicator ieftin şi se poate procura din ţară; permite determinarea Fe_2O_3 din aceeaşi soluţie de analizat înaintea aluminei.

Virajul la titrarea în prezenţă de acid sulfosalicilic fiind de la galben la roşu-portocaliu, este mai greu de sesizat şi după schimbarea culorii nu se poate recunoaşte destul de clar [12]. Ţinînd seamă de celelalte avantaje s-a înlăturat acest neajuns prin introducerea a una — două picături de albastru de bromfenol 0,1% care, la pH-ul necesar pentru determinarea aluminiului, colorează soluţia în albastru. În felul acesta se obţine un control permanent al pH-ului (soluţia să fie albastră) fără să fie necesară hîrtia indicatoare de pH; nu se lungeşte determinarea prin depăşirea pH-ului şi revenire prin încercări repetate cu hîrtie indicatoare. Virajul este de la albastru-verde la roşu, mult mai uşor de observat, mărindu-se astfel precizia determinării.

Stabilirea condiţiilor de lucru. Al^{3+} formează un complexonat după reacţia :

$$Al^{3+} + H_2Y^{2-} \rightleftarrows AlY^- + 2H^+ \qquad (1)$$

La adăugarea excesului de complexon şi în timpul titrării are loc o creştere a aciditătii; echilibrul reacţiei (1) se va deplasa spre descompunerea complexonatului, după reacţiile (2) şi (3) :

$$AlY^- + 2H^+ \rightleftarrows H_2Y^{2-} + Al^{3+} \qquad (2)$$

$$AlY^- + 4H^+ \rightleftarrows H_4Y + Al^{3+} \qquad (3)$$

În literatură există mai multe păreri în ceea ce privește pH-ul la care trebuie să se lucreze și pentru evitarea erorilor care provin din titrarea incompletă a aluminiului, datorită descompunerii acide parțiale a AlY^-, s-au stabilit precis limitele de pH în care determinarea decurge în mod optim.

Reacțiile (2) și (3) se încadrează în tipul reacțiilor de substituție cu reactant neparticipant și deci se pot folosi formule generale pentru calculul limitelor de pH [14].

Concentrația ionilor de hidrogen la începutul descompunerii se calculează după formula (a):

$$[H^+] = \sqrt[r]{\frac{K_{MY^-} \cdot \beta C_0}{K_{H_rY}}}, \qquad (a)$$

iar cea a ionilor de hidrogen la sfîrșitul descompunerii complexonatului (la început de formare), după formula (b):

$$[H^+] = \sqrt[r]{\frac{K_{MY^-} \cdot C_0}{K_{H_rY\ (1-\beta)}}}, \qquad (b)$$

unde: K_{H_rY} este constanta de stabilitate a complexonatului protonic de ordinul r;

K_{MY} — constanta de stabilitate a complexonatului;

β — gradul de descompunere a complexonatului;

C_0 — concentrația inițială a complexonatului.

Admițînd o descompunere de 10^{-2}, respectiv de 10^{-3}, s-a calculat pentru concentrațiile de la 10^{-1} la 10^{-4} valorile pH-ului.

Rezultatele obținute pentru reacția (2) sînt redate în tabela 1, iar pentru reacția (3), în tabela 2.

Din rezultatele prezentate în tabela 1 și în tabela 2 se observă că AlY^- are un domeniu

Tabela 1

C_0	pH pentru			
	$\beta = 10^{-2}$	$\beta = 10^{-3}$	$\beta = 0{,}99$	$\beta = 0{,}999$
10^{-1}	1,64	2,24	−0,35	−0,85
10^{-2}	2,24	2,64	0,14	0,35
10^{-3}	2,64	3,14	0,64	0,14
10^{-4}	3,14	3,64	1,14	0,64

Tabela 2

C_0	pH pentru			
	$\beta = 10^{-2}$	$\beta = 10^{-3}$	$\beta = 0{,}99$	$\beta = 0{,}999$
10^{-1}	1,89	2,24	0,99	0,74
10^{-2}	2,24	2,49	1,24	0,99
10^{-3}	2,49	2,74	1,49	1,24
10^{-4}	2,96	3,21	1,71	1,49

de stabilitate cuprins între pH = 2,74—3,21 și pH = 3,14—3,64 (în soluții de la 10^{-3} la 10^{-4}), iar în mediu mai acid, sub valoarea pH = 2 este practic total descompus, deci determinarea se va face la pH peste 3,5 (în jur de pH = 4).

Datele sînt obținute pentru

$K_{AlY^-} = 10^{16,13}$; $K_{H_2Y_2^-} = 10^{16,42}$; $K_{H_4Y} = 10^{21,09}$.

Titrarea excesului de complexon cu $FeCl_3$, deși $K_{FeY^-} = 1{,}26 \cdot 10^{25}$ este mai mare decît K_{AlY^-} și la prima vedere ar putea avea loc reacția:

$$AlY^- + Fe^{3+} = FeY^- + Al^{3+}, \qquad (4)$$

este totuși posibilă la pH = 4, căci viteza reacției (4) este neglijabilă la acest pH și nu are loc descompunerea complexului Fe - indicator.

În stabilirea condițiilor de lucru s-a ținut seamă și de prezența celorlalte elemente care se găsesc în materialele refractare. Fierul reacționează și el cu complexonul și poate să se determine pe aceeași probă, înaintea aluminiului, la pH = 1,5 sau pe o probă separată.

Titanul precipită ușor sub formă de hidroxid chiar și în mediu acid [15]. Precipitatul format este stabil și în prezență de complexon, care are o acțiune de tamponare considerabilă asupra precipitatului hidroxidului de titan. Această proprietate a fost folosită pentru determinarea gravimetrică a titanului [16].

Pe baza acestor constatări s-a înlăturat interferența titanului, fierbînd soluția la pH = = 2,5—3 un minut sau două pentru hidroliza completă a titanului, și apoi s-a adăugat complexon în exces; după răcirea soluției excesul s-a retitrat cu $FeCl_3$, pînă la viraj de la albastru - verde la roșu. În felul acesta se complexează numai Fe^{3+} și Al^{3+}, calculul putîndu-se face imediat, fără a mai fi necesară determinarea cantității de titan, ca în metodele de retitrare cunoscute.

Dacă dezagregarea materialului se face cu amestec de borax și carbonat, siliciul nu deranjează, sodiul și potasiul nu reacționează cu complexonul, iar calciul și magneziul nu deranjează titrarea dacă aceasta se face la pH = 4.

Mod de lucru. Se folosesc următorii reactivi: albastru de bromfenol, soluție 0,1%; complexon III, soluție 0,05 m; clorură ferică, soluție 0,05 m; acid sulfosalicilic, soluție 1%; soluție tampon — acetat de sodiu 30%.

Din soluția care conține Al_2O_3 se pipetează într-un balon Erlenmayer 50 ml (corespunzător la 100 mg material solid cîntărit), se pune una—două picături de albastru de bromfenol și 2 ml acid sulfosalicilic, se adaugă amoniac pînă cînd soluția se colorează în roșu (pH = 2,5—3). Se fierbe 1—2 min și în soluția fierbinte se adau-

Tabela 3

Proba	Al_2O_3, % determinat prin metoda STAS 166–64	Al_2O_3, %, determinat prin metoda propusă
AR 169	29,19	29,1
AR 171	30,33	30,40
Caolin	24,08	24,16
AR 171	31,83	31,95
Argilă + alumină	60,30	60,30
Argilă + alumină	67,93	67,82
Argilă + şamotă	51,68	51,59
Mortar	32,97	33,00
RC 169	30,48	30,56
RCA 175	49,29	49,30

gă exces de complexon 0,05 m, după cum urmează :

— la 10– 20% $Al_2O_3+Fe_2O_3$ 10 ml
— la 20– 40% $Al_2O_3+Fe_2O_3$ 20 ml
— la 40– 60% $Al_2O_3+Fe_2O_3$ 30 ml
— la 60–100% $Al_2O_3+Fe_2O_3$ 45 ml

Se ridică imediat *p*H-ul, prin adăugarea acetatului de sodiu pînă la colorarea soluţiei în albastru, se răceşte şi se titrează cu $FeCl_3$ 0,05 m. Titrarea este terminată cînd soluţia se colorează în roşu.

Observaţii. În timpul titrării soluţia trebuie să fie albastră ; dacă scade *p*H-ul (soluţia devine galbenă) se mai adaugă acetat de sodiu.

Factorul soluţiei de $FeCl_3$ se determină prin titrarea a 10 ml complexon III 0,05 m cu soluţia de $FeCl_3$ 0,05 m, în prezenţă de acid sulfosalicilic. Dacă în soluţie se găseşte şi Fe^{2+} se adaugă în prealabil două-trei picături de acid azotic concentrat.

În proba luată se poate titra întîi fierul cu complexon 0,02 m şi prin retitrare să se afle numai complexonul corespunzător Al_2O_3. Dacă fierul este în cantitate mică şi se determină complexonometric pe o probă separată, luînd o cantitate mai mare în lucru din excesul de complexon, se scade volumul corespunzător al Fe_2O_3 din probă :

$$Al_2O_3\% = \frac{V_{Al_2O_3} \cdot 0{,}002549}{m} \cdot 100,$$

unde : m este masa materialului luat în probă (0,1 g) ;

$V_{Al_2O_3} = V_1 - V_{FeCl_3} \cdot F - V_{Fe_2O_3}$;
V_1 — volumul de complexon adăugat ;
V_{FeCl_3} — volumul de $FeCl_3$ folosit la titrare ;
$V_{Fe_2O_3}$ — volumul de complexon 0,05 m corespunzător pentru Fe_2O_3 din probă (1 mg Fe_2O_3 corespunde la 0,25 ml soluţie de complexon 0,05 m) ;
F — factorul soluţiei de $FeCl_3$.

Metoda de retitrare a excesului de complexon cu $FeCl_3$ atinge precizia determinării gravimetrice. În tabela 3 se dau rezultatele obţinute comparativ cu cele obţinute prin metoda STAS 166–64.

În concluzie, contribuţia adusă constă în punerea la punct a unei metode indirecte prin care se poate afla cantitatea de Al_2O_3 imediat şi fără cunoaşterea titanului.

Metoda de retitrare cu $FeCl_3$ s-a perfecţionat prin schimbarea virajului de la galben-roşu la albastru-roşu, şi prin obţinerea unui control permanent al *p*H-ului.

Determinarea Al_2O_3 prin această metodă durează 5–7 min, fiind superioară metodei date în STAS 166–64 atît din punct de vedere al timpului de execuţie, al preciziei, al virajului şi al comodităţii, cît şi din punct de vedere al preţului de cost.

LA DÉTERMINATION RAPIDE DU TRIOXYDE D'ALUMINIUM CONTENU DANS LES MATIÈRES PREMIÈRES ET LES PRODUITS RÉFRACTAIRES

On établit les meilleures conditions, du point de vue théorique et pratique, pour déterminer le trioxyde d'aluminium contenu dans les matériaux réfractaires par le retitrage de l'excès de complexon III avec du $FeCl_3$ en présence de l'acide sulfosalicylique.

On a introduit le bleu de bromephénol, pour le contrôle permanent du pH, en améliorant aussi de cette manière le virage du titrage, c'est à dire la précision de la méthode.

On a éliminé, par hydrolyse, l'interférence du titane avant l'addition de l'excès de complexon II, en déterminant ainsi rapidement le trioxyde d'aluminium.

QUICK DETERMINATION OF THE ALUMINIUM TRIOXIDE IN RAW MATERIALS AND REFRACTORY PRODUCTS

The paper outlines the optimum theoretical and practical conditions for determining the Al_2O_3 in refractory materials by re-titration of the excess complexon III with $FeCl_3$ in the presence of sulphosalicylic acid.

Bromo-phenol blue had been used for the permanent pH-control, thereby improving also the titration process, i.e. the precision of the method.

The titanium interference has been prevented by hydrolysis before the addition of the excess complexon II, thus ensuring a quick determination of the Al_3O_2 content.

BIBLIOGRAFIE

[1] Theis M. Z. Anal. chem. 144, 1955, p. 106.
[2] Liteanu C. *Chimie analitică cantitativă.* Bucureşti, Editura de Stat, 1964, p. 599.
[3] STAS 166–64. *Argile şi produse refractare silico-aluminoase.*
[4] Socevanova M. M. *Zavodskaia laboratoria,* 29, 1963, p. 143.
[5] Přibýl R. Chem. listy 50, 1956, p. 221.
[6] Max Weibel, Z. analyt. Chem. 184, 1962, p. 322.
[7] Milner G. şi Woodhead I. Anal. Chim. Acta (Amsterdam), 12, 1955, p. 127 ; Z. Analyt. Chem. 148, 1955, p. 390.
[8] Flasche H., Haer K. şi Bazen J. Microchim. Acta, 1953, p. 345.
[9] Houda M., Körbl J., Bazant V. şi Přibýl R. Colecţ. 24, 1959, p. 700.
[10] Soja J. Magyar Kem. Folyóirat 59, 1953, p. 319 ; 60, 1954, p. 331 şi p. 268.
[11] Taylor M. P. *Analyst,* 80, 1955, p. 153.
[12] Dippel C. P. Silikat Technik 9, 1966, p. 293–296.
[13] Amin. A. M. Chem. Anal. 44, 1955, p. 66.
[14] Liteanu C. şi Crişan I. Stud. Univ. Babeş-Bolyai, Chem. Fasc. 2, 113–133, 1963. Chem. Abstr. 61, 11600, 1964.
[15] Sir Z. şi Přibýl R. Chem. Listy, 49, 679, 1955, Collection Czechoslov, Chem. Commun, 20, 871, 1955.
[16] Pichering W. P. Analyt. Chim. Acta 9, 1953, p. 324.

Folosirea urotropinei la analiza complexonometrică a zgurei

Ing. LUDMILA SECELEANU, chim. EUGENIA TUDORIU şi ing. FLORICA POPESCU
Institutul politehnic – Bucureşti

CZ 66.046.58/.59.543.

Dozarea complexonometrică a constituenţilor zgurei a contribuit la simplificarea şi micşorarea duratei de analiză. Aceasta este legată şi de aplicarea unor metode corespunzătoare de separare succesivă a elementelor în timpul analizei zgurei.

Metoda cunoscută de precipitare a hidroxizilor de fier, de titan, de zirconiu, de aluminiu şi de crom, cu ajutorul amoniacului în prezenţa oxidanţilor (brom, persulfat), este greoaie şi inutilizabilă în analiza complexonometrică deoarece, ca rezultat al reprecipitărilor, se acumulează o cantitate mare de săruri de amoniu care influenţează negativ asupra virajului indicatorilor complexonometrici.

Folosind în locul amoniacului urotropina se elimină operaţiile de reprecipitare, de evaporare a filtratelor, metoda se simplifică, durata se micşorează, iar virajul indicatorilor se îmbunătăţeşte.

Precipitarea hidroxizilor are loc concomitent cu hidroliza urotropinei, conform reacţiei :

$$3C_6H_{12}N_4 + 4Me^{3+} + 30\,H_2O = 4\,Me\,(OH)_3 + 12\,NH_4^+ + 18\,HCOH$$

Hidroxidul de amoniu degajat la hidroliza urotropinei măreşte *p*H-ul soluţiei încet şi uniform, pînă la 6,0—6,5, ceea ce determină obţinerea unor precipitate de hidroxizi puri, fapt care mai este favorizat şi de încălzirea soluţiei pînă la 80°C, fără însă a depăşi temperatura de fierbere care ar determina impurificarea hidroxizilor cu ioni bivalenţi.

Pentru a micşora consumul de urotropină soluţia de analizat acidă se neutralizează în prealabil cu amoniac pînă la un *p*H = 3,0—4,0.

Pentru a menţine în soluţie ionii : calciu, magneziu, mangan, bariu, nichel, cobalt, zinc, ceriu, separîndu-i astfel de precipitatele de hidroxizi de fier, aluminiu, crom, titan, zirconiu, se impune ca soluţia de analizat să aibă o concentraţie în clorură de amoniu de 1,2 n [1].

Principiul metodei

Zgura se dezagregă, separîndu-se apoi acidul silicic prin metoda cu acid clorhidric. După precipitarea cu urotropină a hidroxizilor de fier şi de aluminiu, se filtrează. Într-o porţiune din filtrat se determină conţinutul în oxid de calciu, iar în cea de-a doua, conţinutul în oxid de magneziu, prin titrări complexonometrice.

Precipitatul de hidroxizi de fier şi de aluminiu se dizolvă, iar din soluţie se determină succesiv conţinutul de fier total şi apoi conţinutul de oxid de aluminiu, titrînd complexonometric la valori diferite ale *p*H-ului soluţiei de analizat.

Determinarea bioxidului de siliciu. Reactivii : acid azotic concentrat; acid clorhidric concentrat; acid clorhidric 1 : 1.

Se cîntăreşte 0,5 g zgură şi se trece într-un pahar Berzelius de 250 ml în care s-au introdus în prealabil 1—2 ml apă distilată, pentru a se evita aderarea zgurei de fundul paharului. Se adaugă 10 ml acid clorhidric concentrat, se agită şi apoi se introduce în picături 3 ml de acid azotic concentrat. Se fierbe cîteva minute pe baia de nisip, se evaporă, iar apoi se reia cu 10 ml acid clorhidric concentrat, se adaugă 50 ml apă caldă şi se încălzeşte la 60°C. Precipitatul de acid silicic separat se filtrează printr-un filtru bandă albă, se spală cu acid clorhidric 1 : 1 cald şi apoi cu apă caldă, pînă la dispariţia ionului clor.

Filtratul şi apele de spălare în volum maxim de 150—200 ml se prind într-un pahar Berzelius de 300 ml şi se păstrează pentru dozarea CaO, MgO şi Fe_{total}.

Filtrul cu precipitat se introduce într-un creuzet cîntărit. Precipitatul se usucă şi se calcinează pînă la greutate constantă.

Conţinutul procentual de bioxid de siliciu se calculează după formula :

$$\%\ SiO_2 = \frac{M_2 - M_1}{M} \times 100,$$

în care: M_1 este greutatea creuzetului, g; M_2 — greutatea creuzetului cu precipitat, g; M — greutatea probei, g.

Observație: În cazul dozărilor foarte precise, se va proceda ca în cazul metodei clasice și anume: se fac două insolubilizări cu HCl, cîte o oră, la temperatura de 135°C. După calcinare se va evapora cu HF.

Dozarea complexonometrică a Fe_{total}, Al_2O_3, CaO, MgO

Pentru asigurarea unei precizii corespunzătoare în analiza complexonometrică, se recomandă folosirea apei bidistilate.

Reactivi: clorură de amoniu solidă; carbonat de amoniu, soluție 20%; acid acetic 0,1 m și acetat de sodiu 0,56 m; amoniac, soluție 25%; urotropină, soluție 30%; clorhidrat de hidroxilamină, soluție 20%; hidroxid de sodiu soluție 20% proaspăt preparat; soluție tampon amoniacală (se prepară din 50 g clorură de amoniu dizolvată în 350 ml amoniac 25%, adus la un litru cu apă bidistilată); clorură ferică soluție 0,1 n; complexon III soluție 0,1 m și 0,02 n; acid sulfosalicilic soluție apoasă 20%; murexid — amestec solid al indicatorului + verde — naftol — B care îmbunătățește virajul + clorură de sodiu în raport de (0,1 : 0,5 : : 10); negru eriocrom T — amestec solid al indicatorului și al clorurii de sodiu în raport de (0,1) : 10).

Modul de lucru

În filtratul de la separarea acidului silicic se adaugă în picături soluție de amoniac 25% pînă la un pH = 3—4. Dacă apare o turbureală se adaugă cîteva picături de acid clorhidric 1 : 1, pînă la limpezirea soluției. Avînd un volum al soluției de analizat de 150 ml se adaugă 2—3 g clorură de amoniu și, în picături sub agitare continuă, 20—40 ml urotropină soluție 30%. Se încălzește soluția de analizat la temperatura de 80°C, timp de 10—15 min, fără a o aduce la fierbere.

Soluția cu precipitatul de hidroxizi se filtrează pe hîrtie de filtru bandă neagră, în balon cotat, de 500 ml.

Precipitatul se spală și se folosește la determinarea fierului total și a oxidului de aluminiu.

Filtratul și apele de spălare colectate în balonul cotat de 500 ml și aduse la semn se folosesc la determinarea oxidului de calciu și a oxidului de magneziu [1].

Determinarea complexonometrică a fierului total. Precipitatul de hidroxizi de la separarea cu urotropină se dizolvă în acid clorhidric 1 : 10 fierbinte, care se adaugă în picături peste hîrtia de filtru cu precipitat; se spală hîrtia de filtru de cîteva ori cu soluție 5% HCl fierbinte și apoi cu apă bidistilată fierbinte. Apele de spălare, împreună cu soluția obținută la dizolvarea precipitatului, se prind într-un flacon conic de 250 ml, se încălzesc la 80°C și se adaugă, în picături, amoniac 25%, pînă la realizarea unui pH = 2,5, avînd grijă ca soluția să fie perfect limpede. Se adaugă 2 ml indicator (acid sulfosalicilic 20%) soluția căpătînd o culoare roșie brună. Se titrează fierul cu o soluție de complexon III 0,02 m (m/50) pînă la decolorare [1], [2].

Conținutul de fier total se calculează cu formula:

$$\%Fe_{total} = \frac{NF\,0{,}05585}{50\,M},$$

în care: N este numărul de ml soluție de complexon III 0,02 m, folosit la titrare; F — factorul soluției de complexon III; M — greutatea probei de zgură, g; $\frac{0{,}05585}{50}$ — titrul teoretic al soluției de complexon III 0,02 m față de fier.

Determinarea complexonometrică a oxidului de aluminiu. Soluției de analizat, după determinarea fierului, i se adaugă 15 ml soluție de complexon III 0,1 m. Se aduce la pH = 5,5 m cu o soluție de NaOH și se adaugă, pentru fiecare 100 ml soluție de analizat, 10 ml soluție tampon, preparată în volume egale, din soluție de acid acetic 0,1 m și soluție de acetat de sodiu 0,56 m. Se aduce la fierbere, se răcește și se titrează cu o soluție de clorură ferică 0,1 m, pînă la virarea culorii în roșu brun care persistă. În timpul titrării pH-ul soluției nu trebuie să scadă sub valoarea 4, aceasta realizîndu-se prin adaos de soluție tampon. Temperatura în timpul titrării trebuie să fie de maximum 70°C.

Conținutul de oxid de aluminiu se calculează după formula:

$$\%Al_2O_3 = \frac{(NF - N_1F_1)\,0{,}005097}{M} \cdot 100,$$

în care: N este numărul de ml soluție complexon III 0,1 m adăugați soluției de analizat; F — factorul soluției de complexon III 0,1 m; N_1 — numărul de ml de soluție de clorură ferică 0,1 m; F_1 — factorul soluției de clorură ferică 0,1 m; M — greutatea probei de zgură, g; 0,005097 — titrul teoretic al soluției de complexon III 0,1 m, față de tioxidul de aluminiu.

Determinarea complexonometrică a oxidului de calciu. Din filtratul de la separarea hidroxizilor de fier și de aluminiu cu urotropină, care a fost adus la semn în balonul cotat de 500 ml, se ia prima probă de 100 ml, într-un flacon conic de 300 ml. Se adaugă 10 ml clorhidrat de hidroxilamină 20%, se agită un minut, se adaugă apoi soluție de hidroxid de sodiu 20% pînă la realizarea unui pH $\geqslant$ 12. La acest pH precipită hidroxidul de magneziu și mangan.

Tabela 1

Nr. probei de zgură	CaO, %			MgO, %			Fe_{total}, %			Al_2O_3, %		
	Dozat prin precipitare cu oxalat, titrare cu permanganat	Dozat complexonometric	Media	Dozat gravimetric ca oxichinolat	Dozat complexonometric	Media	Dozat volumetric cu tiosulfat	Dozat complexonometric	Media	Dozat gravimetric ca oxichinolat	Dozat complexonometric	Media
1	53,00	52,45—52,27	52,36	7,15	7,21—7,18	7,19	0,49	0,46—0,50	0,48	6,41	6,27—6,33	6,30
2	62,89	62,50—62,14	62,32	8,67	8,77—8,91	8,84	0,77	0,75—0,74	0,75	3,55	3,41—3,46	3,43
3	49,52	50,06—50,10	50,08	7,75	8,00—7,90	7,95	0,38	0,35—0,33	0,34	5,58	5,39—5,50	5,44
4	52,05	52,70—52,60	52,65	13,86	14,11—14,09	14,10	0,87	0,84—0,85	0,84	2,01	1,91—1,87	1,89

Se adaugă soluției 0,1—0,15 g amestec de murexid, verde naftol B și clorură de sodiu. Soluția se colorează în verde murdar, se titrează sub continuă agitare, cu soluție de complexon III 0,1 m, pînă la schimbarea culorii în albastru verzui.

Conținutul de oxid de calciu se calculează după formula:

$$\% \text{ CaO} = \frac{5NF\ 0{,}0056}{M} \times 100,$$

în care: N este numărul de ml de soluție complexon III 0,1 m, folosit la titrarea a 100 ml soluție din balonul cotat de 500 ml; F — factorul soluției de complexon III 0,1 m; M — greutatea probei de zgură, g; 0,0056 — titrul teoretic al soluției de complexon III 0,1 m față de oxid de calciu; 5 — raportul diluției.

Determinarea complexonometrică a oxidului de magneziu. Se ia a doua porție din filtratul de la separarea hidroxizilor de fier și aluminiu cu urotropina, în volum de 100 ml, se încălzește la temperatura de 50°C, se adaugă 30 ml carbonat de amoniu 20%, 5 ml soluție amoniac 25% și se agită bine. În acest fel precipită carbonatul de calciu și mangan care, după sedimentare timp de 15 min, se filtrează printr-un filtru bandă albă într-un flacon conic de 300 ml. Se spală de patru—cinci ori precipitatul de pe filtrul cu apa bidistilată caldă, iar apele de spălare se prind în același flacon. Se adaugă 0,02 g indicator — negru eriocrom T —, apoi 10—20 ml soluție tampon amoniacală pînă la pH = 10. Se titrează cu o soluție de complexon III 0,02 m, pînă la schimbarea culorii soluției din roșu în albastru [1], [2], [3].

Conținutul de oxid de magneziu se calculează după formula:

$$\% \text{ MgO} = \frac{5NF\ 0{,}0008064}{M} \times 100,$$

în care: N este numărul de ml soluție complexon III 0,02 m, folosit la titrarea a 100 ml soluție din balonul cotat de 500 ml; F — factorul soluției de complexon III 0,02 m; M — greutatea probei de zgură, g; 0,0008064 — titrul teoretic al soluției de complexon III 0,02 m față de oxid de magneziu; 5 — raportul de diluție.

Folosirea urotropinei este avantajoasă și în analiza unor zgure speciale care conțin: fluor, oxid de nichel, oxid de crom, bioxid de titan, acid wolframic sau au un conținut ridicat de fosfor [4], [5].

Verificarea metodei s-a făcut analizînd o serie de zgure.

În tabela 1 se prezintă rezultatele determinărilor efectuate.

L'EMPLOI DE L'UROTROPINE À L'ANALYSE COMPLEXONOMÉTRIQUE DU LAITIER

On expose la méthode et on indique les avantages qui résultent de l'emploi de l'urotropine dans le but de séparer les différents éléments (CaO, MgO, Fe_{total} Al_2O_3), qui se trouvent dans le laitier et qui sont ensuite soumis au dosage complexonométrique.

La méthode est simple et rapide par rapport aux méthodes classiques qui supposent des opérations multiples et laborieuses.

On présente aussi les résultats observés sur plusieurs épreuves de laitier, qui vérifient la méthode.

ON THE UTILIZATION OF UROTROPINE IN THE COMPLEXONOMETRIC ANALYSIS OF SLAG

The paper describes the method and the advantages derived by using urotropine to separate the various slag components (CaO, MgO, Fe_{total}, Al_2O_3), which are measured then complexonometrically.

The method proposed by the authors is both simpler and less time-consuming than the classical procedures which involve numerous complicated operations.

The paper also presents comparative results obtained with various slag samples in view of checking the new method.

BIBLIOGRAFIE

[1] Konkin V. D. și Jiharova V. I. *Analiza complexonometrică.* Kiev, Metallurghia, 1962.

[2] Pribîe R. *Complexoni în chimia analitică.* București, Editura tehnică, 1961.

[3] Candid Liteanu *Chimia analitică cantitativă—volumetria.* București, Editura de stat didactică și pedagogică, 1962.

[4] * * * *Novîie metodi na metallurghiceskih i metalloobrabativoiușcih zavodah.* Metallurghia, 1964.

[5] * * * *Novîie metodi ispîtanii metallov.* Moscova, Gosudarstvenoe naucino-tehnicescoe izdatelstvo literaturî po ciornoi i ţvetnoi metallurghii, 1963.

Unele aspecte ale creşterii productivităţii muncii la Uzina metalurgică – Iaşi

N. DAVIDEANU şi D. UNGUREANU
Uzina metalurgică – Iaşi

CZ 338.062.413

Înfăptuirea marilor sarcini ale economiei naţionale preconizate de partid pe linia creşterii productivităţii muncii sînt în directă legătură cu modul în care fiecare întreprindere reuşeşte să realizeze un nivel sporit al producţiei pe muncitor, să organizeze temeinic activitatea tehnică şi economică şi să mobilizeze rezervele interne de creştere a productivităţii muncii.

Rezultatele obţinute pe această linie la Uzina metalurgică — Iaşi sînt consecinţa introducerii unor măsuri tehnico-organizatorice menite să ducă la creşterea productivităţii muncii.

Comparativ cu anul 1964 — primul an de funcţionare a Uzinei metalurgice — Iaşi, creşterea productivităţii muncii se prezintă ca în tabela 1.

Creşterea faţă de anul de bază este evidentă de la o perioadă la alta, la toţi indicatorii prezentaţi. Asemenea creşteri ale unor indicatori, de circa două —trei ori, sînt posibile şi normale în perioada de asimilare, pînă cînd uzina atinge indicatorii tehnico-economici proiectaţi.

Tot în această perioadă de asimilare o diferenţă pozitivă evidentă se remarcă de la an la an în ceea ce priveşte procentul realizat efectiv faţă de planul anului curent, precum şi creşterea în fiecare an a realizărilor efective faţă de plan, ceea ce reprezintă un remarcabil salt înainte în ceea ce priveşte creşterea productivităţii muncii. Sporurile importante înregistrate la producţia fizică la principalele sortimente sînt realizate pe seama creşterii permanente a indicilor de utilizare intensivi şi extensivi ai utilajelor, a îmbunătăţirii parametrilor tehnico-economici.

Tabela 1

Indicatorul	Anii		
	1965	1966	1967
A. Indicatorii producţiei fizice			
Total ţevi, din care :	143,4	191,3	215,4
— ţevi pentru instalaţii	172,6	215,2	261,3
— ţevi pentru construcţii	148,3	232,5	223,6
— ţevi zincate	166,4	198,3	209,3
— tuburi P.E.L.	118,6	166,4	220,1
B. Creşterea sarcinii de productivitate a muncii, valoric pe un salariat			
— sarcina de plan faţă de planul perioadei de bază	164,2	233,2	264,2
— realizări efective faţă de planul perioadei de bază	166,3	235,3	266,3

Nu este lipsită de importanţă nici analiza modului cum a evoluat nivelul şi dinamica producţiei globale în această perioadă (tabela 2).

*Tabela 2**

Indicatorul	Anii		
	1965	1966	1967
Valoarea producţiei globale	156,2	202,5	218,3
Valoarea producţiei globale, medie orară	144,3	198,6	215,6
Total om — ore lucrate (muncitori)	146,3	149,5	153,6
Producţia de ţevi sudate	143,4	191,3	215,4
Numărul mediu scriptic de muncitori	147,2	172,5	183,5
Productivitatea muncii, unităţi fizice (t pe muncitor)	142,6	189,6	212,2

* 1964 – 100%

Dinamica acestor indicatori este concludentă pentru determinarea efortului propriu al întreprinderii, a economiilor relative de salariaţi (pe total şi muncitori), precum şi a factorilor de bază care au dus la aceste economii. S-a analizat productivitatea muncii sub aspectul fizic al producţiei, deoarece aceasta este un indicator concludent şi eficient în cadrul unor aprecieri generalizatoare, cunoscînd faptul că, în determinarea dinamicii productivităţii muncii, pornind numai de la producţia globală nu se reflectă întotdeauna eforturile întreprinderilor şi aceasta mai ales în cazul unor întreprinderi care au unele rezerve prin necorelarea producţiei fizice cu cea valorică (producţia globală) pe seama preţurilor unitare.

Mai sînt încă unele întreprinderi care la adăpostul „influenței structurii producției" au posibilitatea ca, în fundamentarea indicatorilor de plan ai producției globale și ai producției-marfă, să-și asigure unele rezerve valorice care în mod artificial sînt raportate ca realizări ale colectivului și care în realitate pot avea consecințe negative foarte serioase.

Sînt frecvente cazurile în care valoarea producției-marfă crește pe seama eforturilor uzinei.

O problemă de mare importanță o prezintă și metoda folosită în determinarea economiilor relative de salariați, care din punct de vedere practic ajută la delimitarea creșterii productivității muncii pe această cale.

Această economie ar putea rezulta prin folosirea următoarelor elemente :

(în cifre convenționale)

a)	Valoarea producției globale	50 000 mii lei
b)	Productivitatea muncii pe salariat în anul de bază (1964)	70 000 lei
c)	Idem pe muncitor	80 000 lei
d)	Număr de salariați necesari în anul 1967 în condițiile anului de bază (a : b)	714
e)	Idem muncitori (a : c)	625
f)	Personal tehnic-administrativ necesar în 1967 în condițiile anului de bază (d—e)	89
g)	Numărul de salariați existenți în anul 1967	650
h)	Idem muncitori	580
i)	Idem, personal tehnic-administrativ (g—h)	70
j)	Economia relativă de salariați 1967/1964 (d—g)	64
k)	Economia relativă de muncitori (e—h)	45
l)	Economia relativă de personal tehnic-administrativ (f—i)	19

În funcție de aceste elemente se poate determina cu ușurință valoarea economiilor relative și influența acestora asupra creșterii productivității muncii.

Unul dintre cei mai importanți factori legați de îmbunătățirea producției, a organizării muncii etc., cu influență pozitivă asupra productivității muncii, l-a constituit utilizarea fondului de timp maxim posibil al muncitorilor, exprimată prin balanța utilizării timpului de muncă al muncitorilor (tabela 3).

În perioada analizată se observă că timpul de lucru efectiv utilizat la Uzina metalurgică — Iași a oscilat între 86,6 și 89,8%, ceea ce denotă că întreprinderea are în această direcție importante rezerve, prin valorificarea cărora se poate obține o creștere substanțială a productivității muncii. Trebuie remarcat că absențele nemotivate reprezintă un procent destul de ridicat

Tabela 3

Structura utilizării timpului de muncă al muncitorilor	Anii		
	1965	1966	1967
Fond de timp maxim posibil (om-zile) din care :	100,0	100,0	100,0
Timp utilizat efectiv	86,6	88,7	89,9
Timp neutilizat	12,1	10,6	9,7
— justificat din care :			
—concediu boală	3,3	2,9	2,6
—condcedii maternitate	0,9	0,8	1,3
— învoiri și concedii fără plată	4,3	3,8	3,3
— alte absențe	3,6	3,1	3,5
— nejustificat (absențe nemotivate)	1,3	0,7	0,5
Durata medie efectivă a zilei de lucru	7,76	7,76	7,89

(0,5%) în structura timpului de muncă al muncitorilor, ceea ce impune o serie de măsuri pentru îmbunătățirea acestei situații.

Pentru a demonstra necesitatea utilizării raționale a timpului de muncă este suficient să se arate că la Uzina metalurgică — Iași un singur minut pierdut zilnic prin nefuncționarea tuturor instalațiilor tehnologice echivalează într-un an cu o producție de 102 t țeavă sudată, în valoare de 490 mii lei și cu un beneficiu net de 59 mii lei.

Un alt factor important, care se corelează cu organizarea producției și a muncii și contribuie la creșterea productivității muncii, este indicele de utilizare intensivă și extensivă care în perioada analizată se prezintă ca în tabela 4.

*Tabela 4**

Institutul	Anii		
	1965	1966	1967
A. Indicii folosirii intensive			
— linia tehnologică 4 XU	122,3	129,3	132,5
— linia tehnologică 3 XU	143,3	148,6	151,4
— linia tehnologică 20 mm	141,1	143,5	148,2
B. Indicii folosirii extensive			
— linia tehnologică 4 XU	110,3	113,6	116,3
— linia tehnologică 20 mm	103,6	104,8	106,7
— linia tehnologică 3 XU	108,2	109,5	112,1

* 1964 = 100%

Se poate afirma că îmbunătățirea continuă a indicilor de utilizare intensivi și extensivi, în prima perioadă de funcționare a Uzinei metalurgice — Iași, a avut o influență hotărîtoare în creșterea sistematică a productivității muncii. Prin măsuri tehnico-organizatorice eficiente și cu eforturile întregului colectiv s-a obținut o permanentă îmbunătățire a indicatorilor mai sus arătați, atenția fiind îndreptată în mod deosebit spre atingerea și depășirea parametrilor

proiectaţi, paralel cu îmbunătăţirea calităţii producţiei.

Trebuie de remarcat că îmbunătăţirea continuă a calităţii produselor fabricate a constituit, de asemenea, un principal factor de creştere a productivităţii muncii. În perioada analizată, indicii calităţii producţiei au evoluat ca în tabela 5.

Tabela 5

Anul	Ţevi categoria A (I)		Ţevi categoria B (declasate)	
	Admis, %	Realizat, %	Admis, %	Realizat, %
1965	91,5	93,4	8,5	6,6
1966	93,5	91,7	6,5	8,3
1967	94,0	99,2	6,0	0,8

Un aspect important care influenţează direct dinamica productivităţii muncii îl constituie şi modul cum a evoluat gradul de calificare a muncitorilor (tabela 6).

Tabela 6

Categoria tarifară de încadrare	Anii		
	1965	1966	1967
III	267	189	162
IV	367	342	319
V	216	275	305
VI	267	398	422
VII	177	232	260
VIII	46	75	117
Total muncitori	1 340	1 511	1 585

Rezultatele în această direcţie apar şi mai concludent dacă se ia în consideraţie faptul că o bună parte din muncitori au fost calificaţi la punerea în funcţiune a uzinei prin cursuri de scurtă durată.

În tabela 7 se arată influenţa circulaţiei şi fluctuaţiei forţei de muncă asupra indicatorului de productivitate a muncii în decursul acestei perioade.

*Tabela 7**

Indicatorul	Anii		
	1965	1966	1967
— Coeficient de circulaţie la angajări, %	5,6	8,7	8,8
— Coeficient de circulaţie la plecări, %	6,3	5,2	4,3
— Fluctuaţia muncitorilor, %	1,6	1,4	1,1
— Dinamica volumului producţiei globale	156,2	202,5	218,3

* 1964 – 100%.

Scăderea continuă a coeficientului de circulaţie la plecări caracterizează favorabil activitatea întreprinderii din punct de vedere al stabilităţii. Trebuie arătat totuşi că în perioada analizată se remarcă o circulaţie destul de ridicată, fiind explicată pentru intrări prin necesitatea angajărilor de personal în scopul asigurării cu forţa de muncă a capacităţilor puse treptat în funcţiune. În privinţa fluctuaţiei muncitorilor, fenomen socotit în general anormal în activitatea unei întreprinderi, trebuie arătat că la Uzina metalurgică — Iaşi aceasta are următoarea explicaţie: datorită faptului că o bună parte din muncitori au fost recrutaţi din mediul rural şi calificaţi la uzină, au fost necesare măsuri energice în scopul acomodării acestora la disciplina de uzină. Reducerea continuă a fluctuaţiei muncitorilor a fost determinată de aplicarea unor măsuri iniţiate de conducerea întreprinderii pentru întărirea cointeresării materiale a muncitorilor şi a muncii de educaţie politică şi cetăţenească.

După cum se ştie, în direcţia creşteii productivităţii muncii o influenţă deosebită are cointeresarea materială a salariaţilor. În acest scop la Uzina metalurgică — Iaşi s-a urmărit cu insistenţă introducerea normelor cu motivare tehnică şi îmbunătăţirea lor în funcţie de anumite situaţii care s-au creat pe parcurs şi mai ales în funcţie de continua perfecţionare a procesului de fabricaţie sau a procedeelor tehnologice.

Extinderea normelor cu motivare în perioada analizată se prezintă ca în tabela 8.

Tabela 8

Norme cu motivare tehnică	Anii, %		
	1965	1966	1967
A. Norme tehnice la munca în acord, %	18,9	26,5	35,8
B. Norme tehnice la munca în regie, %	—	23,4	44,1

Deşi se observă o creştere a procentului salariaţilor care prestează munca în acord, se poate trage concluzia că la Uzina metalurgică — Iaşi există încă mari posibilităţi pentru extinderea sistemului de plata muncii pe baza normelor cu fundamentare ştiinţifică. Aceasta va duce, în mod direct, la o folosire şi mai bună a forţei de muncă, la economii la fondul de salarii, la folosirea zilei de muncă într-un grad mai înalt şi, în cele din urmă, la creşterea productivităţii muncii.

Un aspect interesant prezintă şi modul în care s-au îndeplinit normele de muncă la muncitorii în acord, repartizaţi pe clase de îndeplinire (tabela 9).

Cifrele din tabela 9 reflectă creşterea gradului de calificare a muncitorilor şi asigurarea unor măsuri organizatorice eficiente la locurile de muncă. De asemena, organizarea întrecerilor socialiste a constituit un factor cu o influenţă importantă în mobilizarea muncitorilor pen-

tru obținerea unor rezultate bune nu numai în direcția îndeplinirii normelor de muncă, ci și a tuturor indicatorilor de plan. O influență directă și pozitivă asupra creșterii productivității muncii o are tocmai organizarea temeinică a întrecerilor socialiste și urmărirea rezultatelor obținute.

Tabela 9

Anul	Muncitori în acord, %	Din care după gradul de îndeplinire a normelor					
		Pînă la 100%	100–110%	110–120%	120–130%	130–140%	Peste 140%
1965	100	9,3	57,2	23,3	5,1	5,1	—
1966	100	6,8	13,2	13,1	58,7	7,2	1,0
1967	100	1,4	13,5	26,2	45,0	12,3	1,6

Creșterea gradului de calificare, a conștiinței socialiste a muncitorilor, a determinat participarea largă la acțiunea de inovații și raționalizări, care în final s-a concretizat pe lîngă economiile importante realizate și în creșterea productivității muncii.

Influența favorabilă a principalilor factori analizați a dus la obținerea unor corelații normale, în sensul că procentul de îndeplinire a planului la producția globală depășește planul fondului de salarii, iar productivitatea muncii realizate devansează salariul mediu (tabela 10).

Tabela 10

Indicatorul	Anul 1965	Anul 1966	Anul 1967
Producția globală	103,9	101,7	105,7
Fondul de salarii	92,0	93,7	96,8
Productivitatea muncii	101,7	102,4	106,9
Salariul mediu	92,2	97,1	98,0
Numărul mediu scriptic	102,0	99,3	98,8

Se apreciază ca deosebit de importante rezultatele și efectele acțiunii de organizare științifică a producției și a muncii asupra creșterii productivității muncii. Numai prin aplicarea măsurilor preconizate prin acțiunea de organizare științifică a producției și a muncii inițiată pînă în prezent, productivitatea muncii va crește la Uzina metalurgică — Iași în anul 1970 cu 22,6% comparativ cu anul 1967.

Aspectele analizate în legătură cu productivitatea muncii la Uzina metalurgică — Iași reflectă rezultatele bune obținute de colectivul acestei întreprinderi în perioada anilor 1965—1967.

Totodată se desprind însă și importantele rezerve existente în uzină, prin valorificarea cărora se va îmbunătăți substanțial întreaga activitate economică.

QUELQUES ASPECTS DE L'AUGMENTATION DE LA PRODUCTIVITÉ DU TRAVAIL À L'USINE „METALURGICA" DE JASSY

En s'appuyant sur une riche documentation, les auteurs examinent, du point de vue technique et économique, pour la période 1965—1967, les facteurs d'augmentation de la productivité du travail à l'usine „Metalurgica" de Jassy. La dynamique de cet indicateur est étudiée et celui-ci est ensuite rapporté aux autres indicateurs économiques de l'usine, en démontrant l'influence qu'ils ont sur le rythme de l'augmentation de la productivité du travail.

L'analyse prouve que l'un des plus importants facteurs de l'amélioration de l'organisation du travail, qui a une influence directe sur l'augmentation de sa productivité, est l'emploi maximum du temps des ouvriers, exprimé par la balance de l'utilisation du temps de travail des salariés et des ouvriers. Enfin, on étudie les indices de l'emploi intensif et extensif des outillages, le degré de qualification des travailleurs, la circulation et la fluctuation des forces du travail, la participation matérielle, la normalisation technique du travail etc.

CERTAIN ASPECTS OF THE LABOUR PRODUCTIVITY INCREASE IN THE IASI „METALURGICA" WORKS

The authors investigate both technically and economically the factors which have determined the labour productivity increase in the Iași Metallurgical Works in the years 1965 to 1967, based on a large volume of statistical data. The labour productivity increase is studied dynamically and subsequently correlated to the main economical indicators of the works, stressing the influence of the latter on the increase of the labour productivity.

The analysis shows that one of the most important factors form the point of view of labour organization improvement, which has a direct bearing on the labour productivity increase, was the utilization of the maximum available worker time, expressed in terms of the time utilization balance of employes and workers. The authors also investigate the equipment intensive and extensive utilization indices, the degree of qualification of the workers, the flow and fluctuation of personnel, the importance of incentives, the setting of output rates, etc.

Sistem automatizat de urmărire a disciplinei contractuale în întreprinderile metalurgice

I. Fluxul informațional

Ing. I. DOBRIN, fiz. C. CHIRICA, ec. I. SUNDA și fiz. O. SUCIU
Combinatul siderurgic – Hunedoara

C Z 338.063.2 : 338.063.7

De-a lungul anilor la Combinatul siderurgic de la Hunedoara s-a realizat o creștere continuă a producției de oțel și laminate și o diversificare a ei, ca tipodimensiuni și mărci de oțel, pentru a răspunde cerințelor beneficiarilor care sînt în număr din ce în ce mai mare.

Coordonarea realizării producției pe mărci de oțel, pe secții de producție, pe tipodimensiuni în concordanță cu sortimentele planificate pe economia națională, necesită realizarea unor situații operative pentru informarea conducerii producției la toate nivelele.

Pentru întocmirea unor planuri de aprovizionare și programe de lucru care să asigure satisfacerea obligațiilor asumate prin contracte, față de beneficiarii de metal, este necesară cunoașterea la zi a: situației producției; situației stocurilor; realizării disciplinei contractuale. Prelucrarea prin metode clasice a datelor culese din producție pentru obținerea acestor situații poate fi utilizată, cu rezultate bune, numai în cazul unei producții relativ mici ca volum și puțin diversificată.

Această metodologie constă în efectuarea de calcule din aproape în aproape, de la datele primare din producție către raportul final necesar organelor de conducere — calcule executate manual, care necesită o serie întreagă de formulare intermediare, de tip fișă sau tabel. Acest balast de formulare este necesar datorită faptului că lucrările respective depășesc posibilitățile umane de prelucrare a datelor ca memorie și precizie.

În cazul întreprinderilor mari, de tipul Combinatului siderurgic de la Hunedoara, aceste metode nu pot indica decît foarte aproximativ situația reală, fiind necesară prelucrarea unui volum de ordinul sutelor de mii de date zilnic. Numai pentru actualizarea de la o zi la alta a situației disciplinei contractuale este necesară manipularea unui volum de circa 50 000 date, iar obținerea diferitelor situații tip raport, pentru analiza stadiului disciplinei contractuale, ridică această cifră la circa 80 000 date, care trebuie prelucrate în numai cîteva ore. Asigurarea preciziei și operativității, necesare în acest caz, nu este posibilă decît prin utilizarea calculatoarelor electronice care permit prelucrarea rapidă și exactă a unor volume mari de informații.

Dotarea cu un calculator electronic, cu posibilități de lucru „off line", a deschis perspective automatizării lucrărilor economice în cadrul combinatului de la Hunedoara.

Aceste lucrări au început cu automatizarea urmăririi disciplinei contractuale și vor continua cu automatizarea urmăririi producției și stocurilor. Cînd acestea vor fi realizate se va trece la programarea producției și la planificarea aprovizionării automatizat, cît și la optimizarea lor.

Aceste lucrări vor putea fi realizate integral numai printr-un efort susținut din partea specialiștilor combinatului, de cîțiva ani, și printr-o dotare cu mijloace de calcul moderne, suficient de puternice și adecvate scopului urmărit.

Prezenta lucrare are drept scop prezentarea metodologiei de lucru pentru urmărirea automatizată, cu ajutorul unui calculator electronic, a realizării disciplinei contractuale într-o întreprindere siderurgică.

Sistemul automatizat de urmărire a îndeplinirii disciplinei contractuale este conceput pentru a fi realizat atît cu ajutorul unor calculatoare cu performanțe modeste, de tipul celui de la C.S.H., cît și cu calculatoare mari.

Se menționează că prezenta lucrare este prima de acest gen realizată practic în țara noastră. Diferite capitole ale ei au făcut obiectul unor expuneri la Colocviul internațional de la Ostrava — R.S.C. (mai 1967), la Sesiunea științifică a Centrului de calcul economic și cibernetică economică — București (iunie 1967) și la colocviul cu participare internațională „Tehnici de calcul și calculatoare", organizat de Academia R.S.R. (septembrie 1967).

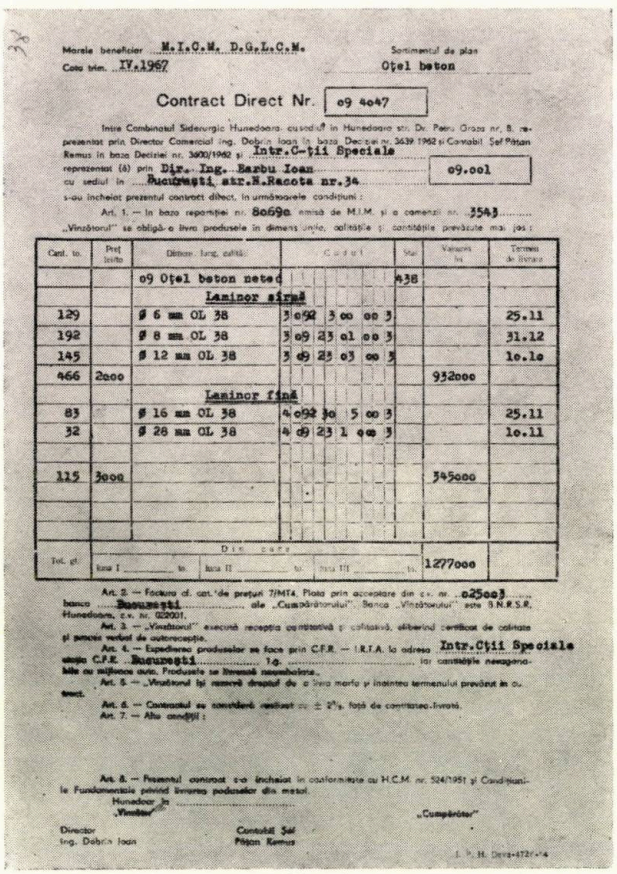
Se menționează, de asemenea, că partea teoretică a problemelor este dezvoltată numai în măsura în care este necesară pentru înțelegerea problemelor prezentate. În general se insistă pe ceea ce trebuie făcut efectiv pentru ca sistemul să poată fi preluat și aplicat cu ușurință de către cititorii interesați.

Subiectul va fi tratat în trei articole succesive și anume :

— Organizarea circulației fluxului de informații între centrul de calcul și serviciile de resort ;
— Sistemul de codificare utilizat ;
— Prelucrarea informațiilor la calculatorul electronic.

Organizarea circulației fluxului de informații între centrul de calcul și serviciile de resort din întreprindere

Trăsătura caracteristică a lucrărilor efectuate cu ajutorul calculatoarelor electronice, care posedă viteze de calcul, precizie și posibilități de memorare superioare celor umane, constă în trecerea directă, prin calcul, de la datele primare la rezultate finale. În acest caz, excluderea șirului de tabele de etapă, care apar în calculul manual din aproape în aproape, nu exclude posibilitatea obținerii oricărui rezultat intermediar, dacă acesta devine necesar pe parcursul lucrării.



Morale beneficiar M.I.C.M. D.G.I.C.M. — Sortimentul de plan Oțel beton
Cota trim. IV.1967

Contract Direct Nr. 09 4047

Între Combinatul Siderurgic Hunedoara, cu sediul în Hunedoara str. Dr. Petru Groza nr. 8, reprezentat prin Director Comercial ing. Dobrin Ioan în baza Deciziei nr. 3639/1962 și Contabil Șef Pătan Remus în baza Deciziei nr. 3600/1962 și Intr.C-tii Speciale reprezentat (a) prin Dir. Ing. Barbu Ioan 09.001 cu sediul în București str.N.Racota nr.34 s-au încheiat prezentul contract direct, în următoarele condițiuni :

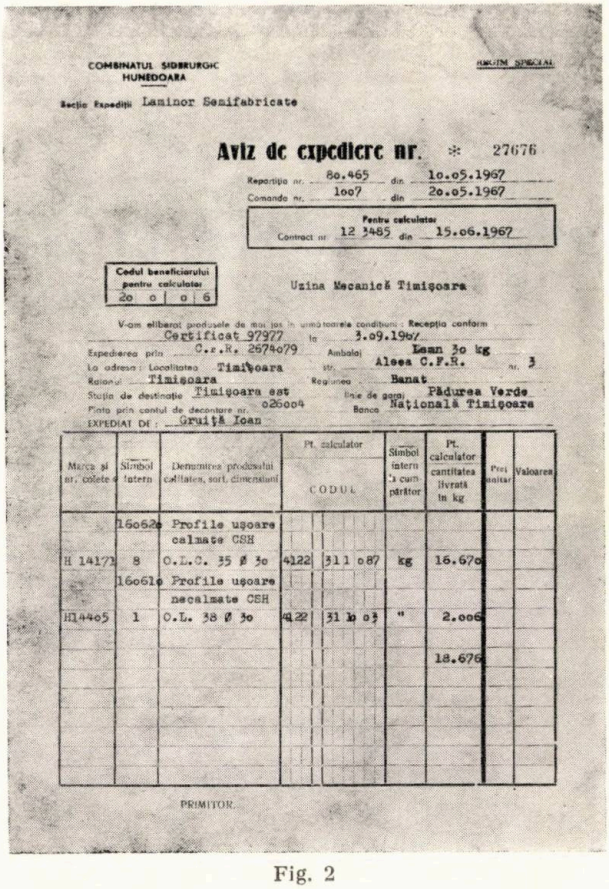
Art. 1. — În baza repartiției nr. 80690 emisă de M.I.M. și a comenzii nr. 3543 „Vînzătorul" se obligă a livra produsele în dimensiunile, calitățile și sortimentele prevăzute mai jos :

Cant. to.	Preț lei/to	Denumirea, lung. calit.	Cod	Stat	Valoarea lei	Termen de livrare
		09 Oțel beton neted		438		
		Laminor sîrmă				
129		Ø 6 mm OL 38	3 092 3 00 00 3			25.11
192		Ø 8 mm OL 38	3 09 23 01 00 3			31.12
145		Ø 12 mm OL 38	3 09 23 03 00 3			10.10
466	2000				932000	
		Laminor fină				
83		Ø 16 mm OL 38	4 092 30 5 00 3			25.11
32		Ø 28 mm OL 38	4 09 23 1 00 3			10.11
115	3000				345000	
Tot. gl.		Din care tona I ... to. tona II ... to. tona III ... to.			1277000	

Art. 2. — Factura cf. cant.-de prețuri 7/MT4. Plata prin acceptare din c-v. nr. 025003 banca Bucureşti ale „Cumpărătorului". Banca „Vînzătorului" este B.N.R.S.P. Hunedoara, c-v. nr. 022001.
Art. 3. — „Vînzătorul" execută recepția cantitativă și calitativă, eliberînd certificat de calitate și proces verbal de autorecepție.
Art. 4. — Expedierea produselor se face prin C.F.R. — I.R.T.A. la adresa Intr.Ctii Speciale stația C.F.R. Bucureşti la ... iar contrastațiile nevagonabile cu mijloace auto. Produsele se livrează neambalate.
Art. 5. — „Vînzătorul își rezervă dreptul de a livra marfa și înaintea termenului prevăzut în cu. tract.
Art. 6. — Contractul se consideră realizat cu ± 2% față de cantitatea livrată.
Art. 7. — Alte condiții :

Art. 8. — Prezentul contract s-a încheiat în conformitate cu H.C.M. nr. 524/1951 și Condițiunile Fundamentale privind livrarea produselor din metal.
Hunedoara la ...
„Vînzător" „Cumpărător"
Director ing. Dobrin Ioan — Contabil Șef Pătan Remus

Fig. 1



COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA — REGIUNEA SPECIALĂ
Secția Expediții Laminor Semifabricate

Aviz de expediere nr. * 27676

Repartiția nr. 80.465 din 10.05.1967
Comanda nr. 1007 din 20.05.1967
Pentru calculator Contract nr 12 3485 din 15.06.1967

Codul beneficiarului pentru calculator: 2 0 0 0 6
Uzina Mecanică Timișoara

V-am eliberat produsele de mai jos în următoarele condițiuni : Recepția conform Certificat 97977 la 3.09.1967
Expedierea prin C.F.R. 2674079 Ambalaj Lemn 30 kg
La adresa : Localitatea Timișoara str. Aleea C.F.R. nr. 3
Raionul Timișoara Regiunea Banat
Stația de destinație Timișoara est Linia de garnă Pădurea Verde
Plata prin contul de decontare nr. 025004 Banca Națională Timișoara
EXPEDIAT DE : Gruiță Ioan

Marca și nr. colete	Simbol intern	Denumirea produsului calitatea, sort, dimensiuni	Pt. calculator CODUL	Simbol intern la cumpărător	Pt. calculator cantitatea livrată în kg	Preț unitar	Valoarea
	16062e	Profile uşoare calmate CSH					
H 14171	8	O.L.O. 35 Ø 30	4122 311 087	kg	16.670		
	16061e	Profile uşoare necalmate CSH					
H14405	1	O.L. 38 Ø 30	4 22 31 10 03	"	2.006		
					18.676		

PRIMITOR

Fig. 2

Calculatoarele electronice necesită însă o adaptare a circulației și a modului de prezentare a informațiilor conform condițiilor de lucru și performanțelor lor.

În cadrul prezentei lucrări a fost necesară alegerea judicioasă a documentelor din evidența tehnico-operativă a întreprinderii care vor furniza datele primare pentru prelucrarea și codificarea lor conform condițiilor de lucru de la calculator și stabilirea unei circulații raționale a informațiilor.

Pentru culegerea datelor de prelucrare s-au modificat contractul direct (fig. 1) și avizul de expediere (fig. 2), modificarea constînd în introducerea unor rubrici pentru codul beneficiarului și pentru codul laminorului.

Contractul direct este întocmit de Biroul de contracte din cadrul Serviciului desfaceri al întreprinderii, conform rubricilor existente în imprimat și indicațiilor redate în capitolul următor. Biroul de contracte predă cîte un exemplar din contracte, grupate pe sortimente de plan, Biroului de codificare și verificare (B.C.V.), care face parte tot din Serviciul desfaceri. Personalul acestui birou va verifica corectitudinea : codurilor laminatelor, codurilor beneficiarilor, termenului convențional care indică perioada în care s-a împărțit trimestrul.

După aceasta, personalul Biroului de codificare și verificare predă contractele operatoarei

de la telex care transpune pe bandă perforată următoarele date : numărul contractului ; codul beneficiarului ; codul laminatelor contractate ; cantitatea contractată şi termenul de livrare.

Datele imprimate „în clar" la telex o dată cu prepararea benzii perforate se prezintă din nou Biroului de codificare şi verificare, care le confruntă cu contractele şi semnalează eventualele erori operatoarei de la telex, pentru a fi corectate.

Banda de date este apoi predată personalului de la calculator pentru prelucrarea conform indicaţiilor prezentate în partea a III-a. Pentru a avea certitudinea că toate contractele întocmite de Serviciul desfaceri au urmat această filieră, la Biroul de codificare şi verificare se ţine o evidenţă ordonată, după numerele contractelor, iar operatoarea de la telex aplică o ştampilă de vizare pe toate contractele care au fost transpuse pe bandă perforată.

Biroul de contractare predă spre verificare primul lot de contracte cel mai tîrziu în ziua de 20 ale lunii care precede începerea perioadei de contractare (începerea trimestrului). Restul contractelor privind perioada respectivă se predă centralizat, chiar dacă sînt încheiate în cursul acestei perioade.

Avizul de expediere se completează de către personalul birourilor de expediţie din secţii, care îl înaintează serviciului desfaceri. Un exemplar din acest aviz ajunge la Biroul de codificare şi verificare care verifică corectitudinea : corespondenţei dintre numărul de contract şi beneficiari ; codului laminatelor livrate ; codului beneficiarului şi cantităţii de metal expediat.

Pentru verificarea cantităţilor de material expediat, înscrise în avize, precum şi pentru a avea certitudinea că la calculator au ajuns toate avizele de expediere, personalul Biroului de codificare şi verificare confruntă „borderoul vagoanelor expediate", întocmite de staţia C.F.R., cu avizele de expediere primite.

După această verificare avizele sînt predate operatoarei de la telex care transpune pe bandă perforată (conform indicaţiilor din partea a III-a) următoarele date : numărul contractului ; codul beneficiarului ; codul laminatelor livrate şi cantitatea expediată.

Biroul de codificare şi verificare execută o verificare, asemănătoare celei din cadrul contractelor, a exactităţii transpunerii pe bandă a datelor după care banda de date este predată personalului de la calculator pentru prelucrare cel mai tîrziu la ora 11 a zilei curente.

Deoarece descrierea modului de prelucrare a informaţiilor cu ajutorul calculatorului electronic se va face într-un articol următor, în prezentul articol se vor da cîteva indicaţii numai privind acest aspect al problemei, care să faciliteze înţelegerea modului de difuzare şi circulaţie a rezultatelor obţinute.

În principiu metoda de lucru constă în „memorarea" de către calculator a tuturor contractelor încheiate pe o perioadă de timp şi în diminuarea cantităţii contractate cu cantitatea livrată zilnic, de asemenea „memorată".

Această „actualizare" utilizînd datele culese din avizele de expediere permite cunoaşterea în orice moment a situaţiei disciplinei contractuale. Utilizînd programele de lucru, prin prelucrarea situaţiei „actualizate" păstrată în memoria calculatorului, se obţin :

Situaţia obligaţiilor contractuale pe linii de laminare şi sortimente de plan, centralizat pe trimestru, rezultată de la calculator sub forma indicată în figura 3, la începutul trimestrului, care indică sarcinile întreprinderii ce decurg din obligaţiile contractuale asumate pe trimestrul respectiv. Semnificaţia coloanelor este aceea indicată în figură, o menţiune fiind necesară : în coloana I prima cifră indică laminorul, a doua , provenienţa oţelului, iar următoarele două, sortimentul de plan. La sfîrşit se indică totalul general pe coloane ; se menţionează că programul de lucru la calculator este astfel întocmit, încît poate executa această situaţie, dacă este necesar, şi pentru orice altă perioadă decît trimestrial.

Semnificaţia coloanelor

I Laminor de sortiment
II Nr. de contracte încheiate
III Nr. de poziţii
IV Cantitate contractată

I	II	III	IV
3009	105	588	38070.45
3107	9	154	25581.30
	114	742	63651.75
5208	91	1051	30065.70
5209	1	6	1600.00
5107	69	716	10392.00
5206	0	0	0.00
	161	1173	42057.70
6100	93	735	26765.70
6203	5	16	892.30
6206	0	0	0.00
6208	5	10	1829.50
6211	0	0	0.00
	103	761	29487.50
	377	3276	139196.95

Fig. 3. — Situaţia obligaţiilor contractuale pe linii de laminare şi sortimente de plan, centralizată pe trimestrul II 1967 (obţinută de la calculator)

— *Situaţia îndeplinirii obligaţiilor contractuale, pe linii de laminoare şi sortimente de plan, la zi*, obţinută de la calculator sub forma indicată în figura 4, zilnic, cu posibilitatea de a se urmări situaţia livrărilor de la ziua precedentă (coloanele II, III, IV) şi situaţia restanţelor faţă de sarcina contractuală pe o perioadă dată sau pe trimestru (coloanele V,

VI, VII). Semnificaţia coloanelor este aceea indicată în figură ; ultimul rînd, la fiecare secţie de laminare, indică un total de coloane, iar la sfîrşit, un total general pe întreprindere.

Semnificaţia coloanelor

I Laminor sortiment
II Nr. de contracte la care s-a livrat
III Nr. de poziţii la care s-a livrat
IV Cantitate livrată
V Nr. de contracte nesatisfăcute
VI Nr. de poziţii nesatisfăcute
VII Cantitate restantă

I	II	III	IV	V	VI	VII
4109	5	6	60.22	81	159	2755.00
4107	5	25	796.04	120	380	9889.05
	10	31	856.26	201	539	12644.04
5208	11	43	601.99	67	287	2894.23
5209	0	0	0.00	1	1	321.15
5207	1	13	89.67	52	251	1926.00
5210	0	0	0.00	2	19	10303.04
	12	56	691.66	122	558	15444.42
6200	9	12	301.81	82	220	6804.17
6203	0	0	0.00	5	5	236.34
6206	1	1	9.00	2	16	4852.41
6208	0	0	0.00	4	4	71.49
6207	0	0	0.00	1	1	10.00
	10	13	310.81	94	246	11974.41
	32	100	1858.73	407	1343	40062.88

Fig. 4. — Situaţia îndeplinirii obligaţiilor contractuale pe linii de laminare şi sortimente de plan, la zi (15.11.67) (obţinute de la calculator)

— *Situaţia la zi a unui contract dat* se obţine ori de cîte ori este necesar. Pentru obţinerea ei se indică calculatorului numărul contractului şi sortimentul de plan şi, în circa 2 min, se obţine contractul cu stadiul livrărilor în contul său la zi sub forma din figura 5. Situaţia la zi este necesară cînd se solicită informaţii sau intervine o urgenţă privind îndeplinirea unui contract anumit.

Contract nr. 4249

Cod beneficiar 21001

Rest-avans	Tipodimensiunea	Livrat la zi	Livrat cumulat
— 8,95	4103111003	6.00	27.95
431.00	4102311152	10.47	0.00
— 0.50	4104311000	0.50	0.00
— 0.05	4106311013	25.95	100.05

Fig. 5. — Situaţia la zi a unui contract dat (obţinută de la calculator).

Aceste documente obţinute de la calculator sînt predate Biroului de codificare şi verificare, al cărui personal execută decodificarea lor, prezentîndu-le organelor de conducere sub forma indicată în figurile 6, 7 şi 8.

Pentru o ilustrare sugestivă, în figura 9 se indică circulaţia informaţiilor în cadrul acestei metodologii de lucru.

Laminorul şi sortimentul de plan	Nr. de contracte	Nr. de poziţii	Cantitate contractată
Laminor fin			
— Oţel beton neted torsionat şi periodic	105	588	38070.45
— Bandă laminată la cald	9	154	25581.30
Total	114	742	63651.75
Laminor 650 mm			
— Profile uşoare	91	1051	30065.70
— Oţel beton neted torsionat şi periodic	1	7	1600.00
— Bandă laminată la cald	69	716	10392.00
— Profile mijlocii	0	0	0.00
Total	161	1773	42057.70
Laminor 750 mm			
— Profile grele oţel carbon	93	735	26675.70
— Ţagle şi blumuri oţel aliat forje	5	16	892.30
— Profile mijlocii	0	0	0.00
— Profile uşoare	5	10	1892.50
— Blumuri relaminate	0	0	0.00
Total	103	761	29487.50
TOTAL GENERAL	377	3276	139196.95

Fig. 6. — Situaţia obligaţiilor contractuale pe linii de laminare şi sortimente de plan, centralizată pe trim.II. 67 (decodificată)

Această schemă a fost realizată considerînd că centrul de calcul al întreprinderii, prin personalul calificat şi instalaţiile pe care le posedă, concură direct la întocmirea şi verificarea metodologiei pentru efectuarea diferitelor lucrări economice sau tehnice şi împreună cu tehnologii şi economiştii din secţii rezolvă partea de calcul al problemelor şi participă la interpretarea lor.

Factorul determinant însă, în aplicarea practică curentă a rezultatelor, este secţia sau serviciul pentru care s-a realizat lucrarea şi care acţionează prin cadrele ei de specialitate (ingineri, tehnologi, economişti etc.).

În acest sens, Biroul de codificare şi verificare şi Biroul de contractare fac parte integrantă din Serviciul desfaceri al întreprinderii. De asemenea, este de dorit ca operatoarea de la telex să fie inclusă în Biroul de codificare şi verificare, unde poate fi utilizată şi ca dactilografă dacă posibilităţile materiale permit (există suficiente telexuri).

Timpul de lucru — de la primirea avizelor de către Biroul de codificare şi verificare şi pînă la obţinerea situaţiilor-rezultat, decodificat, obţinut practic pentru cazul combinatului de la Hunedoara, este de circa 7 h, din care lucrul efectiv la calculator este de circa 2 h.

Laminorul şi sortimentul	Nr. de contracte la care s-a livrat	Nr. de poziţii la care s-a livrat	Cantitatea livrată	Nr. de contracte nesatisfăcute	Nr. de poziţii nesatisfăcute	Rest de livrat
Laminorul de benzi						
— Oţel beton neted torsionat şi periodic	5	6	60.22	81	159	2755.00
— Bandă laminată la cald	5	25	796.04	120	380	9885.05
Total	10	31	856.26	201	539	12644.05
Laminorul 650 mm						
— Profile uşoare	11	43	601.99	67	287	2894.23
— Oţel beton neted, torsionat şi periodic	0	0	0.00	1	1	321.15
— Bandă laminată la cald	1	13	89.67	52	251	1926.00
— Ţagle relaminate şi platină	0	0	0.00	2	19	10303.04
Total	12	56	691.66	122	558	15444.42
Laminorul de 750 mm						
— Profile grele oţel carbon	9	12	301.81	82	220	6804.17
— Ţagle şi blumuri oţel aliat forje	0	0	0.00	5	5	236.34
— Profile mijlocii	1	1	9.00	2	16	4852.41
— Profile uşoare	0	0	0.00	4	4	71.49
— Bandă laminată la cald	0	0	0.00	1	1	10.00
Total	10	13	310.81	94	246	11974.41
TOTAL GENERAL	32	100	1858.73	407	1343	40062.88

Fig. 7. — Situaţia îndeplinirii obligaţiilor contractuale pe linii de laminare şi sortimente de plan la zi (5.11.1967, decodificat)

Contract nr. 4249

Cod beneficiar 2100 Uzina nr. 2 — Braşov

Rest-avans	Tipo-dimensiunea		Livrat la zi	Livrat cumulat
— 8.95	4103111003	∅15 OL32S	6.00	27.95
431.00	4102311152	16×8Cupla I	10.47	0.00
— 0.50	4104311000	16×8 OL 00	0.50	0.00
— 0.05	4106311013	16×8 OL38	25.95	100.05

Fig. 8. — Situaţia la zi a unui contract dat (decodificat).

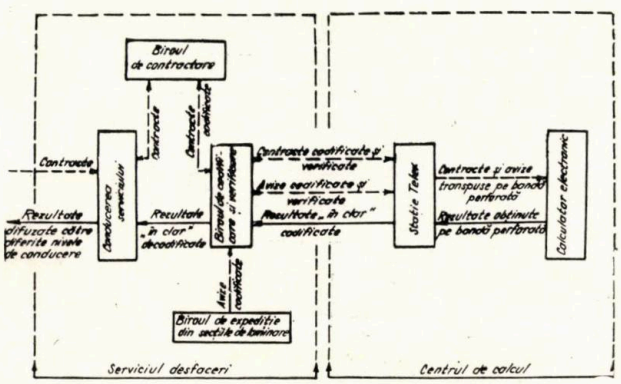


Fig. 9

Restul timpului este utilizat pentru verificarea codificării, transpunerea pe bandă perforată a informaţiilor şi obţinerea „în clar", decodificată, a rezultatelor.

Circuitul informaţional prezentat a fost realizat în ideea reducerii la maximum a surselor de informaţii (documente primare) şi redarea numai a acelor rezultate care sînt absolut necesare pentru orientarea producţiei, rezultatele intermediare ca, de exemplu, situaţia unui contract la un moment dat, putînd fi obţinute numai la cerere.

Din aplicarea practică a metodologiei de lucru descrise, la C.S.H., a rezultat că realizarea corectă a circulaţiei informaţiilor condiţionează direct exactitatea şi utilitatea rezultatelor.

SYSTÈME AUTOMATIQUE POUR SURVEILLER LA DISCIPLINE CONTRACTUELLE DANS LES ENTREPRISES MÉTALLURGIQUES

On présente une méthode de travail pour la surveillance automatique, à l'aide d'un ordinateur électronique, de la discipline contractuelle dans une entreprise sidérurgique.

Le circuit informationnel décrit a pour but de réduire au maximum les sources d'information (les documents primaires) en donnant seulement les résultats qui sont absolument nécessaires pour l'orientation de la production; les données intermédiaires peuvent être obtenues sur demande.

AUTOMATIC ORDER TRACKING IN METALLURGICAL ENTREPRISES

The authors describe the method of automatic order tracking by means of a computer in a steel works.

The information flow presented by the authors was developed in order to minimize the information sources (primary documents), and to reproduce only the results which are absolutely necessary for the direction of the production process, the intermediate results being supplied only upon request.

Unele consideraţii privind cazanele recuperatoare pentru cuptoare Martin*

Ing. A. DERIGAULT

C Z 669.183.21. 621.18

S-a constatat că, dacă un cazan ignitubular este plasat vertical iar gazele arse sînt introduse în partea de sus a acestuia, astfel încît să parcurgă ţevile de sus în jos, măturînd pe drum eventualele aderări de praf, se obţine un cazan aproape autocurăţitor [6], [7].

În cele ce urmează se descrie un cazan acvatubular ale cărui ţevi sînt astfel dispuse încît să ofere gazelor arse trasee perfect rectilinii, de secţiune riguros constantă, şi care sînt parcurse de sus în jos — adică un cazan acvatubular care reproduce condiţiile de lucru ale cazanelor ignitubulare plasate vertical.

Pentru a ajunge la această schemă s-a ţinut seamă de următoarele constatări:

— Cazanul recuperator ignitubular sovietic KY 40 T. K.Z., de 485 m², cu ţevi de 54/60, lungi de 6 m, parcurse de gazele arse, la mers în plin, cu o viteză medie de 27 m/s, dă 7,4 t/h şi opune gazelor arse o rezistenţă la acest regim de 100 mm col. apă [1].

— Cazanul recuperator acvatubular sovietic cu circulaţie forţată KY 80, de 994 m², cu ţevi de 26/32, parcurs de gazele arse, la mers în plin, cu o viteză medie de 9 m/s, dă 15 t/h cînd este perfect curat, opunînd gazelor arse la acest regim o rezistenţă de 105 mm col. apă [1].

— Se constată deci că un cazan prin care gazele arse sînt forţate să meargă de-a lungul suprafeţelor de transfer, cu o viteză medie de 27 m/s, are aceeaşi productivitate pe m² ca şi un cazan prin care gazele sînt silite să lovească transversal ţevile de apă cu o viteză medie de numai 9 m/s şi anume, pentru condiţiile de lucru ale cazanelor recuperatoare de la cuptoarele Martin cu o productivitate de circa 15 kg abur pe oră şi m².

Pe de altă parte, se constată că, în ambele cazuri, rezistenţa opusă gazelor arse este practic aceeaşi — circa 100 mm col. apă la cazanele examinate — cu condiţia, bineînţeles, ca traseele gazelor să fie perfect curate.

La cazanul propus se folosesc ţevi de 26/32, din care se formează ecrane, sudîndu-se ţeavă lîngă ţeavă, pe toată lungimea unei generatrice, dar intercalîndu-se între ţevi cîte un fier pătrat de 10×10 (fig. 1).

Fiecare ercan este format din cîte 11 ţevi, avînd astfel o lăţime de 460 mm. O latură a ecranului este sudată, pe toată lungimea, de o traversă portecran în U, avînd lăţimea de 60 mm. Aceste traverse formează peretele exterior al cazanului, fixînd şi distanţa dintre ecrane şi deci lăţimea canalelor de fum care se formează între aceste ecrane. La cealaltă latură a ecranelor se sudează cîte un sabot dis-

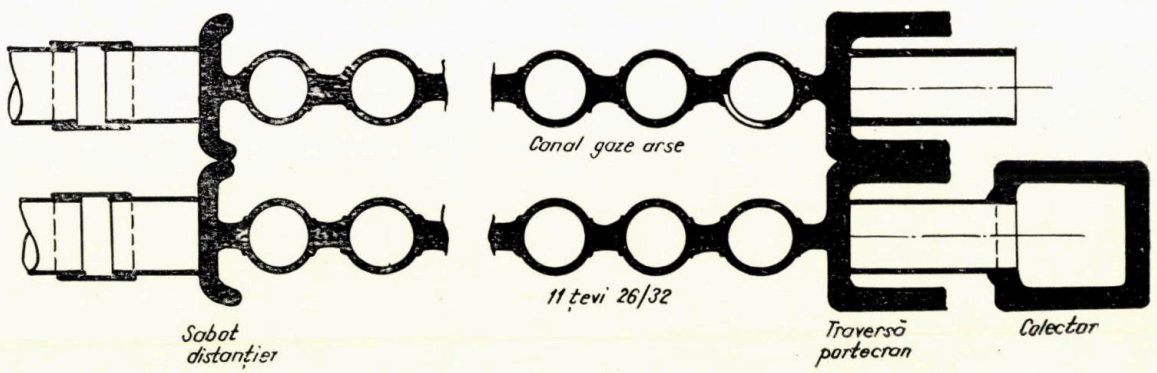


Fig. 1

* Articolul conţinînd o propunere încă nerealizată, redacţia invită pe cititori să trimită eventualele observaţii sau completări.

tanţier, astfel încît lăţimea canalelor să se menţină riguros. Traversele şi saboţii, fiind sudaţi de ţevi, vor avea aproximativ temperatura acestora, deci vor putea fi construiţi din oţel carbon.

În partea de jos, pe o lungime de circa 3 m, ţevile ecranelor sînt legate în serie prin elemente Schmidt, formînd un economizor din patru serpentine prin care apa de alimentare se preîncălzeşte pînă aproape de punctul de fierbere (250°C la 40 at). În această regiune gazele arse se răcesc de la circa 370 la circa 200°C, temperatură la care sînt evacuate spre exhaustor.

În partea de sus, pe o lungime tot de aproximativ 3 m, ţevile ecranelor sînt legate în paralel prin cîte două elemente secţionale drepte, avînd aceeaşi lăţime ca şi traversele (cca. 60 mm). În această regiune gazele arse, intrînd cu circa 550°C, se răcesc pînă la circa 370°C. În ambele regiuni gazele circulă de sus în jos, în contracurent cu apa.

Între două ecrane adiacente — plasate vertical — se formează cîte un canal de fum cu profil canelat, avînd o rază hidraulică de 0,014 m şi o lungime de circa 6 m. Dacă la capetele acestor cazane exhaustorul produce o depresiune de circa 100 mm col. apă, prin aceste canale vor circula pe o oră cîte circa 450 Nm^3/h gaze, intrînd cu o temperatură între 500 şi 600°C şi circulînd cu o viteză medie de 27 m/s. Ecranele reproduc deci condiţiile de lucru ale gazelor care circulă prin ţevile cazanului ignitubular KY 40 T.K.Z., producînd deci cîte circa 15 kg abur pe m^2. Fiecare ecran formează cîte un cazan elementar cu o suprafaţă de circa 6 m^2, dînd, în condiţiile de lucru ale cazanelor recuperatoare Martin, circa 90 kg abur pe oră.

După cum se vede din figurile 1 şi 2, un cazan recuperator construit după această formulă cuprinde un anumit număr de ecrane identice, plasate vertical, de o parte şi de alta a unei galerii centrale accesibile în exploatare. În această galerie sînt plasate două magistrale de alimentare, la care se racordează, prin manşoane sudate, capetele inferioare ale ecranelor, respectiv economizoarele cazanelor elementare constituite din aceste ecrane.

Gazele arse de la cuptor sînt conduse în partea superioară a cazanului, deasupra galeriei dintre ecrane. Ele se bifurcă, pătrunzînd în partea de sus a canalelor de fum — care sînt parcurse de gaze în circa 1/4 s. În partea de jos gazele de ardere sînt abătute cu 90° spre exhaustor, întîlnind la curbă cîte o capcană cu apă în care aruncă praful mai greu.

În partea superioară a cazanului, respectiv în drumul gazelor arse, se plasează supraîncălzitorul. Acesta poate însă să fie constituit şi din serpentine individuale plasate deasupra fiecărui ansamblu evaporator, în care caz colectoarele de abur saturat şi supraîncălzit se plasează în partea superioară a galeriei de serviciu (două perechi). Fiecare supraîncălzitor elementar se va racorda în acest caz prin manşoane la perechea corespunzătoare de colectoare. Conform indicaţiilor din literatura de specialitate [1] supraîncălzitorul cazanelor recuperatoare ale cuptoarelor Martin trebuie subdimensionate ca să nu se ardă în intervalele în care temperatura gazelor sare vremelnic la 1 000 — 1 100°C. Această subdimensionare, care duce la obţinerea unui abur mai puţin fierbinte faţă decît ar fi efectiv posibil, nu are importanţă practică deoarece aburul trebuie în orice caz să treacă printr-un supraîncălzitor central înainte de a fi folosit.

Se constată că fiecare ecran formează cîte un cazan elementar care se racordează în partea de jos la magistrala de alimentare; aburul saturat, format în ansamblul evaporator, împreună cu o anumită cantitate de apă, este împins în cîte un tambur separator apă-abur datorită diferenţei dintre greutatea specifică a amestecului apă-abur din conducta de racordare a colectorului superior cu tamburul şi cea a apei fără abur, care coboară din tambur în colectorul inferior prin conducte coborîtoare ad-hoc. Geometria formulei alese permite obţinerea circulaţiei naturale a apei, eliminînd astfel pompele de circulaţie şi realizîndu-se economii la investiţii şi economii de energie electrică în exploatare. Calculul arată că formula propusă atrage, în regim normal, o circulaţie de apă egală cu 7 — 8 ori debitul de abur, fără nici o intervenţie din exterior [7].

Elementele constitutive ale cazanului propus sînt identice şi prefabricate. Elementele defecte se schimbă cu uşurinţă cu elemente de rezervă. Fiecare cazan este construit din atîtea elemente a 90 kg/h cîte sînt necesare pentru obţinerea debitului realizabil.

Din figura 2 se observă că în partea de sus a cazanului s-au prevăzut nişte porţi grele din fontă, care stau închise prin propria lor greutate. Rolul lor este de a permite curăţarea uşoară a cazanelor care desigur că nu vor fi absolut autocurăţitoare. Praful fin antrenat din cuptor se va lipi totuşi pe ţevi şi va trebui înlăturat periodic prin aceste porţi (de ex. cu apă sub presiune).

De menţionat este faptul că, dacă debitul orar al unităţilor recuperatoare este foarte mare, fluctuaţiile cauzate de regimul cuptoarelor pot cauza neplăceri în exploatarea reţelei de abur. În acest caz este indicată echiparea cazanelor

recuperatoare cu focare auxiliare cu gaz de furnal, care să le asigure continuitatea debitului. Dacă cazanele au preîncălzitoare de aer, folosite normal pentru preîncălzirea recuperativă a aerului necesar cuptorului, acestea pot fi

SOME CONSIDERATIONS REGARDING OPEN-HEARTH FURNACE WASTE-HEAT BOILERS

The author describes an original design of aquatubular waste-heat boiler for open-hearth furnaces, based on a comparative analysis of the conventional aquatubular and ignitubular boilers.

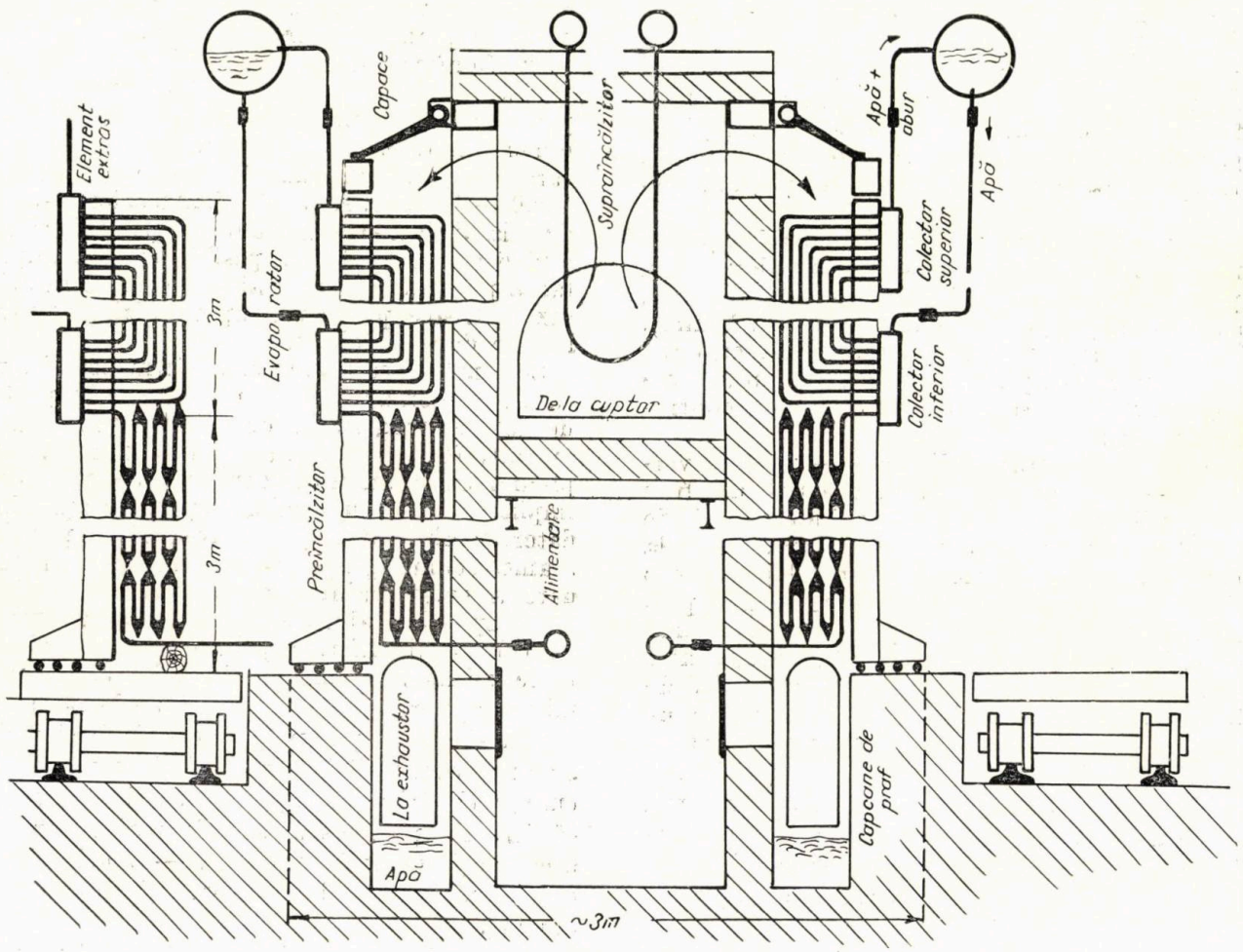


Fig. 2

— evident — folosite şi pentru arzătoarele auxiliare cînd cuptorul este oprit pentru descărcare.

QUELQUES CONSIDÉRATIONS SUR LES CHAUDIÈRES À RÉCUPÉRATION POUR LES FOURS MARTIN

On décrit une chaudière à tubes d'eau, à récupération, pour le four Martin, construite sur la base d'une analyse comparative des chaudières usuelles à tubes d'eau et ignitubulaires.

BIBLIOGRAFIE

[1] Sazanov B. V. *Folosirea resurselor energetice secundare în uzinele siderurgice.* Bucureşti, I.D.T., 70/1583.
[2] * * * Metallurg, nr. 6, 1958, p. 17.
[3] * * * *Gosudarstvennii naucino-techn.* Kom. Sov.ministrov S.S.S.R. Ciornaia metallurghia kapitaliceskih stran : teploenerghetica, 1961, p. 252.
[4] * * * *Industria metalurgică* (caiet selectiv), nr. 9, 1958, p. 57.
[5] Neue Hütte, nr. 12, 1961.
[6] Semenenco N. A. *Vtoricinîie energoresursî i energotechniceskoe Kombinirovanie v metallurghii,* p. 144.
[7] Rodattis C. F. şi Romm E. I. *Instalaţii de cazane.*

Unele aspecte privind stadiul actual al colaborării internaţionale tehnico-ştiinţifice în domeniul forjării—matriţării

Ing. M. CODREANU
Uzina de autocamioane — Braşov

CZ 621.731.2 ; 621.73.034

Rapida dezvoltare industrială generală s-a manifestat în mod pregnant mai ales în ultimele două decenii şi prin progresul realizat în industria de forjare - matriţare. Necesitatea cunoaşterii reciproce a realizărilor tehnice, precum şi a problemelor de cercetare ştiinţifică impune de la sine un larg schimb de experienţă şi de opinii, ce depăşeşte graniţele unei anumite ţări.

Cunoaşterea din timp a acestei realităţi a dus în perioada postbelică la luarea de contact între asociaţiile de forjori din trei ţări vest-europene : R.F.G., Anglia şi Franţa [1], [2]. Primele contacte între asociaţiile acestor ţări au luat o formă publică prin organizarea în 1953, în Anglia (Gleneagles-Schotland), a Congresului I al forjorilor. De la această dată încep a se organiza la fiecare trei ani congrese similare şi anume :

— Congresul II — 1956, în R.F. a Germaniei (Baden-Baden) ;
— Congresul III — 1959, în Franţa (Paris) ;
— Congresul IV — 1962, în Anglia (Londra) ;
— Congresul V — 1965, în R.F. a Germaniei (München).

Aceste congrese au intrat nu numai în tradiţia specialiştilor din cele trei ţări ci, în mod treptat, şi în cea a altor ţări industriale, caracterul internaţional al acestor congrese devenind din ce în ce mai multilateral. Astfel, de exemplu, Congresul de la München (11—15 oct. 1965) s-a bucurat de participarea a peste 500 de specialişti, veniţi sub formă de delegaţii reprezentative ale următoarelor ţări : R.F. a Germaniei, Anglia, Franţa, S.U.A., Suedia, Japonia, Elveţia, Italia, Belgia, Austria, Spania, Australia, Norvegia, Danemarca, India, Africa de Sud şi Brazilia [3], [4]. Ca de obicei în afara prezentării referatelor şi coreferatelor tehnice şi ştiinţifice şi a discuţiilor interesante purtate pe marginea acestora, după congres s-au putut vizita o serie din forjele cele mai moderne din R. F. a Germaniei.

Pentru a avea o imagine asupra conţinutului unui astfel de congres informativ, ca cel de la München, s-au prezentat printre altele următoarele referate : „Compararea costurilor diferitelor procedee de execuţie a gravurilor matriţelor de forjă" ; „Matriţa şi pastile de matriţe turnate" ; „Construcţia matriţelor pentru maxiprese, la fabricaţia de serie mare" ; „Oxidarea oţelului la încălzirea în vederea matriţării" ; „Abaterile dimensionale ale pieselor matriţate" ; „Pregătirea în Franţa a cadrelor de conducere medii pentru industria de matriţare" etc.

Asemenea congrese reprezintă evident o valoroasă sursă de informare de *ultimă* oră, privind realizările şi liniile directoare de dezvoltare a *industriei* de forjare pe plan mondial, precum şi un unic *prilej* pentru luarea de contacte personale şi deci crearea unor legături profesionale cu specialiştii forjori din întreaga lume.

Paralel cu organizarea congreselor internaţionale menţionate, cele trei ţări promotoare, (R.F. a Germaniei, Anglia şi Franţa) au înfiinţat în 1962 o asociaţie internaţională denumită EUROFORGE, la care între timp au aderat o serie de alte state (Italia, Spania, Suedia, Belgia etc.) [5], [6]. Prin statutul ei EUROFORGE rămîne o asociaţie internaţională deschisă tuturor asociaţiilor de forjori din orice ţară doritoare a face parte din această asociaţie. Din programul de lucru al acestei asociaţii pot fi menţionate o serie de probleme, dintre care :

— compararea metodelor de normare şi a calculului preţului de cost şi vînzare al pieselor forjate ;
— statistica comparativă a cauzelor de accidente din secţiile de forjă şi mijloacele pentru creşterea securităţii muncii ;
— coordonarea problemelor de cercetare privind în special matriţarea ;
— poziţia matriţării faţă de celelalte procedee de fabricaţie din construcţia de maşini şi în special faţă de turnare ;
— modul de pregătire a cadrelor de specialişti forjori, la diferite nivele de calificare ;
— încălzirea în secţiile de forjă etc.

Un exemplu concret al acestei colaborări internaţionale îl constituie elaborarea unor norme unitare, privind adaosurile de prelucrare şi abaterile dimensionale ale pieselor matriţate, apărute în 1966, stabilite pe baza unor cercetări statistice şi ştiinţifice de anvergură, întreprinse în cele mai reprezentative secţii de forjă din cele trei ţări [7].

Paralel cu această colaborare tehnico-ştiinţifică internaţională, într-o serie de ţări industriale, ca urmare a rolului important ocupat de industria de forjare - matriţare în cadrul general al industriei constructoare de maşini, s-au înfiinţat asociaţii naţionale pentru raţionalizarea, perfecţionarea, dezvoltarea şi cercetarea multiplelor procedee de forjare - ma-

triţare. Spre informare se dau mai jos denumirile unor asociaţii generale sau numai de cercetare dintr-o serie de ţări industriale :

— R. F. a Germaniei	— Ausschuss „Schmieden" der VDI-Fachgruppe Betriebs technik;
	— Verband Deutscher Gesenksmieden im Wirtschaftsverband Stahlverformung;
	— Forschungsstelle Gesenksmieden-Hannover;
— Anglia	— National Association of Drop Forgers and Stampers;
	— The Drop Forge Research Association;
	— National Fragemasters Association;
— Franţa	— Syndicat National de l'Éstampage et de la Forge;
— Suedia	— Sveriges Mekanförbund;
— Italia	— Unione Nationale Italiana Stampatori Acciaio;
— Belgia	— Union Belgique d'Éstampage de l'Union économique Febrimetal;
— U.S.A.	— Forging Industry Association;
— Japonia	— Japan Drop Forging Association.

Se consideră ca interesant şi instructiv a releva modul de organizare şi o serie din problemele tehnico-ştiinţifice cu care se ocupă aceste asociaţii naţionale [2], [8], [9], [10]. Spre exemplificare se indică în cele ce urmează grupurie de lucru existente în prezent în R.F.G. (Ausschuss „Schmieden"), înfiinţate în funcţie de problemele actuale puse acestei asociaţii de către industrie :

— „Cercetări privind tehnica forjării" — colectează şi sistematizează problemele ridicate de industrie şi le transmite institutelor de cercetări de specialitate cu care conlucrează;

— „Zgomotul şi trepidaţiile" — se ocupă cu problemele specifice legate mai ales de importanţa crescîndă, care se acordă prin legi, micşorării zgomotului din interiorul şi din vecinătatea halelor de forjă;

— „Scule" — valorifică experienţa practică privind proiectarea, procedeele de execuţie şi exploatarea raţională în special a matriţelor de forjare;

— „Energie" — se ocupă în special de problemele de încălzire a semifabricatelor destinate matriţării, precum şi cu utilizarea raţională a agenţilor energetici în forje;

— „Studiul muncii" — se ocupă în special cu introducerea sistemului MTM (Metod time measurement) de normare a operaţiilor de execuţie a pieselor matriţate;

— „Procedee de fabricaţie" — în ultimul timp se ocupă în special cu problemele de transport intern şi extern în industria de forjare - matriţare;

— „Prescripţii pentru verificarea maşinilor" — se ocupă de reglementarea sub o formă unitară a acestei probleme, între furnizor — industria constructoare de maşini — şi beneficiar — industria de forjare — matriţare —, în scopul final al elaborării unor norme de recepţie şi control, similare celor existente pentru maşinile-unelte aşchietoare;

— „Adaosuri de prelucrare şi abateri" — se ocupă de unificarea acestora în colaborare cu EUROFORGE;

— „Ridicarea calificării profesionale şi instruirea cadrelor viitoare" — se ocupă de îmbunătăţirea programelor analitice a şcolilor profesionale de maiştri şi a secţiilor respective din cadrul şcolilor politehnice;

— „Protecţia muncii" — se ocupă de analiza statistică a cauzelor de accidente şi de îmbunătăţire a normelor privind securitatea muncii în forje;

— „Istoria matriţării" — se ocupă în special de înfiinţarea unui muzeu naţional;

— „Relaţii publice" — se ocupă în special cu stabilirea referatelor şi a autorilor respectivi, programaţi la diferite congrese internaţionale şi naţionale;

Împărţirea în grupurile de lucru de mai sus nu este rigidă, în funcţie de problemele puse de industrie putîndu-se desfiinţa unele din ele sau înfiinţa altele noi.

Scopul şi programul de lucru al asociaţiilor naţionale sînt în principiu şi în general aceleaşi în fiecare ţară, cu deosebirile inerente condiţiilor specifice şi problemele actuale ale ţării respective. Se consideră ca semnificativ a enumera informativ ţelurile principale ale asociaţiei suedeze Sveriges Mekanförbund din Eskilstuna [11] :

— a fi un for în care se pot discuta toate problemele ridicate de industria suedeză de forjare - matriţare;

— a transmite firmelor suedeze membre, prin conferinţe, publicaţii etc., cunoştinţe şi informaţii asupra stadiului actual mondial şi naţional al industriei de forjare — matriţare;

— a coordona prin comisii şi comitete lucrările de cercetare, stimulînd astfel dezvoltarea industriei de forjare — matriţare;

— a executa în laboratorul de forjare existent lucrări de cercetare experimentale;

— a stimula dezvoltarea învăţămîntului profesional de toate gradele privind forjarea;

— a crea şi menţine legături cu asociaţiile şi institutele de cercetare din străinătate;

— a exercita o activitate de consultare în toate problemele privind tehnica forjării.

Analizînd organizarea şi activitatea acestor asociaţii naţionale, după cum s-a putut vedea şi din cele două exemple date, rezultă clar că acestea reprezintă un for organizat şi competent, un fel de „stat major", în rezolvarea problemelor tehnice şi organizatorice legate de industria de forjare — matriţare a ţării respective; se poate considera că aceste asociaţii constituie unul din factorii esenţiali ai dezvoltării şi progresului acestei ramuri industriale, atît de importante în orice ţară industrială modernă.

O altă formă de colaborare internaţională o constituie colocviile şi conferinţele naţionale, organizate periodic de asociaţiile naţionale din diferite ţări, la care sînt invitaţi şi o serie de specialişti străini, organizate în general pe o temă precisă [12], [13], [14], [15], [16], [22]. Astfel, în septembrie 1967 a avut loc în Anglia o conferinţă internaţională a forjorilor. La această conferinţă au participat circa 350 de delegaţi, din 19 ţări, şi au fost prezentate 11 referate, numai pe teme de forjare şi matriţare.

O binevenită ocazie pentru luarea de contact cu ultimele realizări în domeniul construcţiei maşinilor, utilajelor şi instalaţiilor auxiliare, în special în domeniul matriţării, îl constituie şi expoziţiile internaţionale anuale, intrate în tradiţia multor ţări vest şi est-europene (Hannover ,Bruxelles, Paris, Leipzig, Brno etc.).

O colaborare internaţională în domeniul forjării — matriţării există firesc şi între ţările socialiste, manifestată mai ales prin organizarea unor colocvii, conferinţe sau seminarii privind anumite teme legate de această specialitate [17], [18], [19], [20]. De asemenea, în cadrul comisiilor de spe-

cialitate C.A.E.R. s-au elaborat de exemplu materiale documentare şi îndrumătoare privind caracteristicile tehnice principale şi tipo-dimensiunile utilajelor de forjare, matriţare şi presare.

După o stagnare determinată de condiţiile istorice cunoscute, în ultimele două decenii producţia de piese forjate în România a cunoscut o dezvoltare mereu crescîndă atît cantitativă, cît şi calitativă. Creşterea într-un ritm susţinut a acestei producţii a fost impusă de necesităţile crescînde, datorită dezvoltării rapide a ramurii constructoare de maşini, în special, privind producţia de auto-tractoare, rulmenţi, elemente de asamblare, utilaje grele (energetice şi chimice) etc.

Ritmul de creştere mediu anual al producţiei de piese forjate a fost ca tonaj, în perioada 1960—1965, de 13,3%, urmînd ca în perioada 1965—1970 să atingă 16% [21].

Numai la sfîrşitul anului 1965 producţia de piese forjate reprezenta 8,1% din producţia de oţel lichid a ţării. Paralel cu creşterea producţiei s-a înregistrat şi o îmbunătăţire a structurii nomenclatorului de piese forjate, prin creşterea permanentă a ponderii pieselor matriţate (52%, în 1960, şi 59%, în 1965); necesarul de piese matriţate va ajunge în 1970 la circa 62% din totalul producţiei secţiilor de forjă din ţară.

În prezent producţia de piese forjate în ţara noastră nu este centralizată, aproape fiecare întreprindere mare sau mijlocie avînd o secţie de forjă proprie; astfel în 1965 din numărul total de forje, 45% erau forje mici (sub 1 000 t/an) cu o pondere din producţia totală de piese forjate de numai 9%, 41% erau forje mijlocii (1 000+7 500 t/an) cu o pondere de 33% şi numai 14% erau forje mari (peste 7 500 t/an), cu o pondere însă de 58%. Pentru îmbunătăţirea acestei situaţii în perioadele de perspectivă se va tinde spre o centralizare şi specializare a producţiei noastre de piese forjate, axată în special pe limitarea şi, în unele cazuri, desfiinţarea forjelor mici, extinderea forjelor mari deja existente şi dotarea lor corespunzătoare, construirea unor forje mijlocii şi mari specializate, dotate la nivelul tehnicii mondiale etc.

Ţinînd cont de situaţia din ţara noastră, ilustrată mai sus numai prin cîteva cifre, situaţia care se impune a fi îmbunătăţită permanent şi substanţial, în lumina Directivelor Congresului al IX-lea al P.C.R., de curînd în cadrul secţiei C.N.I.T. de „Construcţii de maşini şi prelucrarea metalelor" s-a înfiinţat şi „Grupa deformări plastice", care are rolul de a concentra în rîndurile ei pe toţi inginerii şi tehnicienii care lucrează în această specialitate atît în munca de cercetare şi proiectare, cît şi în producţie. Materialul prezentat în acest articol a fost elaborat în dorinţa de a informa succint pe cei interesaţi de situaţia din alte ţări privind dezvoltarea naţională şi colaborarea internaţională în domeniul industriei de forjare - matriţare, în speranţa că acesta va putea contribui şi la orientarea în acest sens a multiplelor sarcini ce se impun a le avea în prezent grupa C.N.I.T., nou înfiinţată, şi prin aceasta şi ceilalţi specialişti forjori din ţara noastră.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Internationale Situation der Gesenkschimieden.* Industrie Anzeiger nr. 101, 1965, p. 2459.

[2] Peddinghaus G. *Gemeinschaftsarbeit in der deutschen Gesenkschmiede-Industrie.* Industrie Anzeiger, nr. 74, 1965, p. 1740—1741.

[3] * * * *Internationale Gesenkschmiede-Tagung in München 11. bis*, 15. Okt. 1965. Industrie Anzeiger, nr. 101, 1965, p. 2441—2444.

[4]* * * *International Drop Forging Convention.* Münich, Oktober 1965. Metal Treatment, nov. 1965, p. 406—417.

[5] Schmidt-Cotta. *Euroforge-Dachverband für die europänische Zusammenarbeit der Gesenkschmieden.* Werkstattstechnik, nr. 10, 1964, p. 529.

[6] * * * *Jahresversammlung des Verbandes Deutscher Gesenkschmieden und des Schmiedeausschusses ADB-VDI in Hagen.* Industrie Anzeiger, nr. 67, 1965, p. 1590—1592.

[7] Abbott K. J. *Masstoleranzen für unter Hämmern und Pressen und Waagerech-Stauchmaschinen gefertigte Gesenkschmiedestücke aus Stahl.* Industrie Anzeiger, nr. 57, 1966, p. 1309—1313.

[8] Lane P. *Drop forging research.* Metal Treatment, aug. 1964, p. 313—319.

[9] * * * *Drop forging research.* Metal Treatment, oct., 1965, p. 363.

[10] * * * *Metal forming at the National Engineering Laboratory.* Metal Treatment, iunie, 1966, p. 212—217.

[11] Tholander E. *Die Schmiedeindustrie in Schweden-gestern, heute und morgen.* Industrie Anzeiger, nr. 74, 1965, p. 1749—1751.

[12] * * * *NADFS annual convention 1965.* Metal Treatment, iunie 1965, p. 203—204.

[13] * * * *NADFS annual convention 1966.* Metal Treatment, iulie 1966, p. 251—252.

[14] * * * *NADFS annual convention 1967.* Metal Forming, iulie 1967, p. 212—214.

[15] * * * *Symposion on Heating in the Drop Forge.* Metal Treatment, iunie 1966, p. 217.

[16] Laden E. *Internationale Schmiedetagung in Berlin.* Industrie Anzeiger, nr. 67, 1965, p. 1594—1596.

[17] Novotny J. *Internationale Schmiedekonferenz in der Tachechoslouachei.* Industrie Anzeiger, nr. 101, 1965, p. 2456.

[18] Akaro I. L. *Seminar-Povişenie kacestva i nadejnosti producţii kuznecino-ştampovocinovo proizvosdstva.* Kuznecinoştampovocinoe proizvodstvo, nr. 2, 1967, p. 49.

[19] Teterin G. P. *Naucino-tehniceskaia konferenţia-Avtomatizaţia proektirovania kovki i ştampovki s primeneniem electronnih vicislitelnih maşin.* Kuznecino ştampovocinoe proizvodstvo, nr. 6, 1967, p. 49.

[20] Zimin V. V. *Naucino-tehniceskaia konferenţia-Novoe v tehnologii nagreva i nagrevatelnih ustroisvah v kuznecino-ştampovocinoe proizvodstv.* Kuznecino ştampovocinoe proizvodstvo, nr. 11, 1967, p. 47—48.

[21] * * * *Stadiul actual de dotare a secţiilor de forjă. I.C.T.C.M.*, Studiu simbol IHI/1966.

[22] Unksov E. P. *Meţdunarodnaia konferenţia po kovke.* Kuznecino ştampovocinoe proizvodstvo, nr. 1, 1968, p. 47—48.

Influenţa diferiţilor factori asupra durabilităţii căptuşelii refractare la cuptorul de inducţie

Ing. I. STANCIU
Uzina chimico-metalurgică „NEFERAL" — Bucureşti

CZ 621.745.35.666.76

Astăzi, în practica topirii metalelor neferoase se folosesc două tipuri principale de cuptoare de inducţie :

— tipul fără miez (cu creuzet), la care creuzetul cuptorului este înconjurat de bobină;
— tipul cu canal, la care inductorii sînt în afara băii şi la care o parte din topitură circulă în jurul bobinei.

Cuptoarele cu creuzet se căptuşesc cu mase ştampate pentru a avea o structură monolitică fără cusătură, care ar putea favoriza pătrunderea metalului la bobină. În timpul sinterizării, căptuşeala formează pe faţa interioară o crustă subţire, dură, a cărei grosime este în general sub 1/3 din grosimea totală a căptuşelii, restul rămînînd nesinterizat, ceea ce ajută la izolarea termică a inductorului şi la blocarea infiltraţiilor de metal, care ar putea pătrunde prin suprafaţa sinterizată.

Căptuşeala bazică se foloseşte în practică numai atunci cînd nu se poate face o căptuşire cu cuarţ, ca de exemplu la topirea oţelului [3].

Aceste mase au însă dezavantajul de a fi mai costisitoare decît masa acidă, iar fisurarea lor se produce mai uşor, ceea ce măreşte pericolul unei străpungeri. Căptuşirea cuptorului cu mase cuarţitice este avantajoasă datorită refractarităţii înalte a cuarţului. Stabilitatea chimică faţă de metalul topit şi faţă de zgurele ce se formează la topirea acestora este mulţumitoare [3].

Contracţia determinată de procesul sinterizării este compensată prin modificările silicei din cuarţ — tridinit — cristobalit. Deoarece cuarţitul se înmoaie cu puţin înainte de punctul de topire, trebuie să se adauge un material de sinterizare, care să lege granulele de cuarţ.

Masele de ştampat cuarţitice, utilizate la înzidirea cuptoarelor cu inducţie care lucrează la temperaturi ridicate, se prelucrează, adăugîndu-se agenţi de sinterizare cu conţinut de acid boric.

Acidul boric formează cu silicea o sticlă de boro-silicat, care se topeşte greu şi care determină o sinterizare bună a grăunţilor de cuarţ , însoţită de o compactare a masei cuarţitice.

Stratul de cuarţ care vine în contact cu topitura metalică trebuie să se sinterizeze compact pentru a rezista atacului zgurei şi al metalului topit.

Straturile exterioare trebuie să fie afînate pentru a ceda presiunilor stratului interior. Este necesar ca la topirea stratului interior să se refacă căptuşeala cuptorului.

Zona îmbibată cu metal şi zgură trebuie să fie subţire, deoarece un strat de sinter în care s-a infiltrat metal topit se încălzeşte prin inducţie, ceea ce suprasolicită căptuşeala.

Prin reacţia dintre zgură şi căptuşeală apar compuşi cu punct de topire scăzut, care favorizează distrugerea timpurie în zona respectivă.

În masa de bătătorit a unui cuptor cu inducţie în funcţiune se deosebesc patru structuri [3] : stratul de îmbibare cu metal; stratul sinterizat; stratul aglutinat, în care grăunţii sînt lipiţi între ei cu sticlă de borosilicat; stratul exterior, care nu a suferit modificări.

Cantitatea de agent de sinterizare se determină experimental pentru instalaţia de cuptoare cu inducţie; masele cuarţitice fiind de provenienţă diferită reacţionează diferit faţă de adaosul de acid boric.

Necesarul de sinter la o masă de ştampat este invers proporţional cu granulaţia acesteia. În general, ţinînd seamă de experienţa dobîndită, se adaugă o cantitate de 0,5—1,8% agent de sinterizare, conţinînd acid boric [3]. Îmbibarea căptuşelii cuarţitice cu zgură este mică la un conţinut mai mare de agent de sinterizare. Durata de funcţionare pentru fiecare tip de căptuşeală refractară va fi mult ameliorată dacă sinterizarea şi întreţinerea căptuşelii se fac corect. Pregătirea materialului refractar în vederea ştampării cuptorului se face cu multă atenţie.

Dacă materialul se livrează în saci, se va reamesteca, pentru a obţine o repartiţie bună a constituenţilor, care în timpul transportului şi al stocajului s-au separat. Pentru aceasta se va folosi, pe cît posibil, un malaxor mecanic. Se va evita amestecarea prea îndelungată, deoarece aceasta poate provoca formarea de pelete din material refractar, datorită aglomerării de grăunţe fine şi de liant în jurul particulelor mai mari.

În general, timpul de malaxare va fi de maximum 20 min [2].

Dacă în material se adaugă apă, aceasta se toarnă cîte puţin, pentru a reduce timpul necesar obţinerii unui amestec uniform.

Baterea căptuşelii se face mecanic, folosind diferite tipuri de utilaje, sau manual, cu ajutorul unor unelte special concepute. Pentru realizarea unei densităţi convenabile sînt necesare minimum opt tururi pe fiecare porţiune a suprafeţei zidăriei.

De mare importanţă pentru durabilitatea căptuşelii refractare este temperatura de lucru a cuptorului de inducţie, rezistenţa căptuşelii fiind direct proporţională cu temperatura. Uzura căptuşelii refractare acide devine vizibilă la temperaturi de peste 1 450°C [3], cînd intensitatea reacţiilor diverşilor componenţi se măreşte; pe de altă parte, zgura şi topitura metalică devin mai fluide şi pot pătrunde în cei mai mici pori ai căptuşelii, mărindu-se suprafaţa de reacţie. Dacă căptuşeala este oxid de magneziu sau corindon, influenţa creşterii temperaturii este mult mai mică, deoarece intervalul de înmuiere a acestor mase se găseşte la temperaturi mai ridicate.

Dacă exploatarea cuptorului cu inducţie se face neraţional se poate întîmpla ca în partea de jos a lui să apară supraîncălziri care accelerează considerabil coroziunea căptuşelii în această regiune.

Supraîncălzirile apar mai ales atunci cînd se topesc şpanuri şi nu se realizează un transfer optim de căldură în

vederea topirii, din cauza formării așa-ziselor „punți". Pentru a evita supraîncălzirile care apar în partea de jos a cuptorului cu canal, unde în mod normal temperaturile sînt cu circa 10% mai mari decît cele din cuvă [3], este necesară o deservire atentă a cuptorului de către topitori, prin agitarea manuală a băii în timpul topirii.

Topirea șpanurilor ude și uleioase influențează negativ durabilitatea căptușelii refractare ; datorită mișcării puternice a băii, șpanul pătrunde adînc în baie, mai ales în cuptoarele care funcționează la frecvența rețelei. În timpul topirii se pot produce explozii care periclitează deservirea cuptorului și deteriorează căptușeala refractară.

Răcirea căptușelii refractare are un efect negativ, deoarece în timpul ei apar fisuri în care pot pătrunde cu ușurință materiale fine din șarjă sau materialul topit.

În cazul cuptoarelor de frecvență mai ridicată, materialul pătruns în căptușeală se încălzește, favorizînd apariția unor reacții între materialul topit și căptușeală, ceea ce mărește considerabil pericolul de străpungere a acesteia. De aceea, pentru a evita răcirea cuptorului cu creuzet în zilele în care acesta nu lucrează, se folosește un cilindru de fier, care se introduce în creuzet, iar transformatorul cuptorului se conectează la o tensiune redusă, în așa fel, încît să se mențină creuzetul la circa 850°C [2]. Pericolul străpungerii există și la cuptorul cu frecvență de la rețea.

În timpul exploatării cuptorului cu inducție, care funcționează la temperaturi relativ mici (1 200—1 300°C), se produce adeseori o blocare. Pentru a îndepărta acest neajuns se folosesc de obicei reactivi chimici, care însă atunci cînd nu sînt bine aleși pot sparge căptușeala.

În afară de blocarea cuptorului se întîlnesc și eroziuni ale căptușelii refractare datorate acțiunii zgurelor, iar la căptușeala acidă și datorită reacției dintre aceasta și oxidul de fier, care duce la formarea faialitei.

Evoluția acestei reacții determină, în mare parte, distrugerea prematură a căptușelii acide. Faialita coboară sensibil punctul de topire al căptușelii, în punctul unde se desfășoară reacția, ceea ce duce la străpungerea căptușelii. Acest neajuns apare mai ales în cazul topirii alamelor cu fier și mangan.

Pentru a se evita acest lucru, se supradimensionează căptușeala în așa-zisa zonă „a zgurelor" ; această metodă mărește însă dificultatea ștampării căptușelii.

Dat fiind multitudinea aliajelor cu care se lucrează, este necesar să se știe cum influențează metalele care intră în compoziția acestora asupra căptușelii acide la temperaturile de lucru de 1 200—1 300°C.

Aluminiul întîlnit ca impuritate în bronzuri și în alame brute sau ca element de aliere în bronz cu alamă, alamă cu aluminiu și aliaje pe bază de aluminiu, dă o reacție de dezoxidare la o temperatură de 1 400°C, cu silicea. Dacă tehnologia impune atingerea unor temperaturi mai mari de 1 400°C, iar în baie este prezent aluminiul, este bine să se renunțe la căptușirea acidă, înlocuindu-se cu una bazică.

Plumbul este cel mai puternic atacant [3], putînd duce, chiar pentru conținuturi mici, la o distrugere completă a căptușelii refractare, datorate formării unor compuși cu o bună fuzibilitate : metasilicat și ortosilicat de plumb.

Distrugerea căptușelii acide de către plumb nu are loc pe toată suprafața, ci numai în puncte izolate, formînd găuri ce mărește considerabil pericolul unei străpungeri. În cazul căptușelilor bazice, atacul cu plumb este mult mai slab.

Magneziul și calciul — folosiți foarte des în dezoxidanți — formează practic compuși ușor fuzibili cu toate materialele principale folosite pentru căptușire (cuarț, magnezită, corund), însă datorită reacției puternice cu topitura nu au loc reacții importante cu căptușeala.

Cromul — în cazul căptușelii acide—poate produce dezoxidarea silicei [3] ; pentru aceasta, în cazul topirii aliajelor de crom se recomandă folosirea unei căptușeli bazice.

Cuprul și nichelul nu reacționează cu căptușeala refractară acidă.

Manganul atacă puternic căptușeala acidă ; oxidul de mangan formează cu silicea silicați cu punct de topire mic. Pentru topirea aliajelor care conțin mangan se recomandă o căptușeală bazică, aici tendința de zgurificare a manganului fiind redusă.

Fosforul este un atacant puternic al căptușelii acide.

Sulful atacă căptușeala acidă [3].

Siliciul poate forma aderenți în cazul căptușelii acide dacă sînt prezente elemente cu acțiune puternică de oxidare. La o căptușeală bazică pot apărea reacții între aceasta și siliciul din baie, dacă conținutul băii în siliciu este ridicat.

Titanul atacă puternic căptușeala acidă, de aceea, în cazul aliajelor cu conținut de titan, se va lucra cu căptușeli refractare bazice.

Dat fiind multitudinea factorilor care influențează durabilitatea unei căptușeli refractare este necesar ca înainte de a se alege tipul de căptușeală să se facă o analiză atentă a acestora.

BIBLIOGRAFIE

[1] Hoffman V. *Cuptoare metalurgice.* Editura de stat didactică și pedagogică, București, 1961, p. 399—407.

[2] Tabor J. K. *Tehnica căptușirii cuptoarelor de frecvență medie, joasă și înaltă, fără miez.* La Fonderie Belge, nr. 10, 1964, p. 280—287.

[3] * * * *Influența materialului topit și a zgurei asupra durabilității căptușelii refractare la cuptorul de inducție pentru topirea oțelului.* Giesserei, nr. 2, 1966.

L. I. Levi şi S. K. Kantenik. **Liteinie splavi (Aliajele de turnătorie).** Moscova, Editura „Vîsşaia Şkola", 1967, 434 pag., 179 fig.

Manualul recenzat, destinat studenţilor din specialitatea turnarea metalelor, tratează structura şi proprietăţile principalelor aliaje feroase şi neferoase turnate în piese.

Structura lui este oarecum diferită faţă de cea întîlnită la celelalte cursuri cu acelaşi subiect, deoarece nu se ocupă cu principiile fizico-chimice ale elaborării aliajelor în diferite agregate (care constituie desigur subiectul altui curs), ci analizează numai proprietăţile acestor aliaje în stare lichidă şi solidă.

Tratarea într-un singur curs atît a aliajelor feroase, cît şi a celor neferoase este o sarcină destul de dificilă, pe care autorii au reuşit să o rezolve cu succes.

Capitolul II (Bazele fizico-metalurgice ale producerii aliajelor de turnătorie) şi capitolul III (Proprietăţile de turnare) constituie partea comună pentru aliajele feroase şi neferoase, care sînt analizate apoi separat în capitolele următoare: Fierul şi aliajele sale (cap. IV), Aliajele de cupru (cap. V), Aliajele de nichel (cap. VI), Aliajele de cobalt (cap. VII), Aliajele greu fuzibile (cap. VIII), Aliajele de aluminiu (cap. IX), Aliajele de aluminiu (cap. X), Aliajele pentru lagăre (cap. XI) şi Materialele nemetalice folosite pentru turnarea pieselor (cap. XII). Cea mai mare parte a lucrării este destinată aliajelor feroase (cap. IV).

În acest capitol se prezintă sistematic structura şi proprietăţile aliajelor feroase destinate turnării pieselor (oţeluri şi fonte) şi factorii principali care le influenţează.

Se analizează pe larg influenţa elementelor de bază şi de aliere asupra structurii primare şi secundare a oţelurilor şi fontelor, precum şi a gazelor şi incluziunilor nemetalice. Se prezintă modul de obţinere a diferitelor mărci de oţeluri şi fonte, nealiate şi aliate.

O caracteristică valoroasă a lucrării o constituie faptul că foloseşte, într-o mare măsură, cunoştinţele obţinute de studenţi la cursurile de metalurgie fizică pentru explicarea principalelor procese de formare a structurii aliajelor turnate în piese.

Se menţionează, de asemenea, faptul că lucrarea cuprinde ultimele date şi rezultate obţinute în domeniul cercetării acestor aliaje.

Lucrarea recenzată este utilă atît pentru studenţi şi cadre didactice, cît şi pentru inginerii care lucrează în specialitatea turnarea metalelor.

Dr. ing. *L. Sofroni*

V. Chiriţă, I. Drăgan, A. Maniu şi A. Vasiliu. **Matriţarea la cald a metalelor.** Bucureşti, Editura tehnică, 1967, 367 pag., 281 fig., 48 tab., 144 ref. bibl.

Conţinutul lucrării, fidel titlului acesteia, tratează o serie de probleme legate numai de unul din grupurile de procedee de prelucrare plastică a metalelor şi anume matriţarea la cald. Lucrarea este împărţită în nouă capitole: *1* — Încălzirea metalelor în vederea matriţării; *2* — Matriţarea pe ciocane; *3* — Matriţarea pe prese; *4* — Matriţarea pe maşini de forjat orizontale; *5* — Metode speciale de matriţare; *6* — Matriţarea pe maşini şi instalaţii speciale; *7* — Debavurarea, curăţarea, îndreptarea, calibrarea şi controlul pieselor matriţate; *8* — Executarea şi exploatarea matriţelor şi *9* — Organizarea locului de muncă la matriţare.

Ţinînd seamă de volumul limitat al lucrării şi de premisa că lucrarea se adresează unor cititori care posedă noţiunile de bază ale matriţării, autorii nu tratează unele probleme privind materialele utilizate la execuţia pieselor matriţate, debitarea semifabricatelor, măsuri tehnico-organizatorice privind îmbunătăţirea activităţii secţiilor de matriţare etc. Lucrarea începe direct prin tratarea problemelor legate de încălzirea semifabricatelor destinate matriţării. În capitolul 1 se insistă asupra încălzirii prin inducţie, ca procedeu de încălzire modern şi de perspectivă pentru ţara noastră, încălzirea cu flacără — ca procedeu — fiind tratată pe un plan secundar.

Capitolele 2, 3 şi 4 se adresează mai ales celor care proiectează matriţele, şi deci implicit şi tehnologia de matriţare, pentru trei din cele mai răspîndite tipuri de utilaje de matriţare din forjele noastre: ciocane, prese şi maşini de forjat orizontale. Tratarea acestor capitole este unitară în sensul că, plecînd de la o clasificare după configuraţie a pieselor matriţate respective, se prezintă regulile şi criteriile de proiectare a sculelor specifice, se expun relaţiile de calcul teoretice sau empirice necesare determinării principalelor caracteristici ale sculelor şi ale metodelor de matriţare, iar în încheiere se prezintă modul de stabilire a mărimii utilajului de matriţare necesar pentru un anumit caz.

În capitolul 5 sînt tratate cinci dintre metodele speciale de matriţare, şi anume, numai acelea care sînt în curs de cercetare sau asimilare în ţara noastră; de remarcat faptul că pentru prima dată în literatura română sînt prezentate aspectele principale ale matriţării semifabricatelor turnate şi ale matriţării din metal lichid. În completarea acestui capitol, următorul capitol (6) tratează alte metode de matriţare care, spre deosebire de primele, impun şi maşini şi instalaţii speciale.

În acest capitol se insistă în special asupra procedeului de laminare longitudinală şi se expun elementele de calcul al calibrelor atît pentru profilele cu secţiune constantă, cît şi pentru profilele periodice; asupra celorlalte procedee ca: forjarea de precizie prin rotaţie, rularea la cald a roţilor dinţate, matriţarea cu viteze mari de deformare şi electrorefularea, se face numai o expunere mai mult cu caracter descriptiv şi informativ, insistîndu-se asupra aspectelor tehnologice specifice acestor metode. Capitolul 7, cu un volum relativ mai restrîns, expune sistematic aspectele mai principale ale operaţiilor la care sînt supuse într-o forjă, după matriţarea propriu-zisă, în general toate piesele matriţate, începînd de la debavurare şi terminînd cu controlul final.

Capitolul 8 tratează în mod unitar problemele principale legate de execuţia şi exploatarea matriţelor (în special a celor destinate ciocanelor şi preselor) necesare atît proiectanţilor, cît şi tehnologilor din această specialitate; de remarcat faptul că în acest capitol se expun pentru prima dată la noi, în mod comparativ şi critic, diversele oţeluri de matriţe, tehnologia blocurilor de matriţe, controlul ultrasonic al acestora şi metoda de măsurare a adîncimii fisurilor din gravurile matriţelor. Lucrarea se încheie cu capitolul 9, în care în mod succint se prezintă, prin cîteva exemple, mai ales principiile de organizare a locului de muncă şi de amplasare a utilajelor.

Ţinînd seamă pe de o parte de complexitatea şi de volumul vast al matriţării la cald, iar pe de altă parte de faptul că lucrarea recenzată se numără printre primele încercări de acest gen din literatura noastră de specialitate, este firesc ca aceasta să prezinte şi unele lipsuri. Fără a se trece la o analiză mai detaliată a acestora, se pot remarca în special următoarele: lipsa unui capitol privind bazele teoretice ale deformării plastice legate în special de specificul procedeelor de matriţare la cald, prin care cititorul să fie astfel pregătit în asimilarea unor relaţii de calcul prezentate în lucrare; diferenţă în nivelul tehnic de tratare a unor capitole sau subcapitole sau chiar în ceea ce priveşte materialul expus în cadrul aceluiaşi capitol; lipsa în unele capitole şi subcapitole a echilibrului necesar între problemele legate de proiectarea sculelor şi cele legate de tehnologie, între teoretic şi practic, insistîndu-se mai mult asupra unei laturi, în detrimentul celeilalte; indicarea în prea mică măsură la unele capitole a bibliografiei respective, prezentîndu-se în lucrare figuri, tabele, nomograme etc., fără indicaţia bibliografică respectivă şi uneori cu explicaţii succinte, ceea ce lipseşte cititorul de posibilitatea de a aprofunda problema tratată prin apelarea la bibliografia respectivă; utilizarea uneori a unor termeni neadecvaţi şi neuzuali în terminologia românească; la forma şi grafica de prezentare a lucrării, în general bune,

contrastează defavorabil grafica de pe copertă, precum şi prezenţa în text a unor figuri răsturnate şi a altor greşeli de tipar nefigurate în erată.

Cele cîteva lipsuri menţionate mai sus nu afectează fondul evident bun al lucrării recenzate, iar apariţia în librării a acesteia pune în evidenţă încăodată iniţiativa binevenită, a Editurii tehnice, de promovare a unor lucrări româneşti în domeniul forjării şi matriţării. Orice lucrare de acest gen contribuie la documentarea celor care activează în această specialitate în institutele sau în uzinele din ţara noastră, în mod deosebit prin problemele noi pe care le tratează; asemenea probleme noi există în suficientă măsură şi în lucrarea recenzată, fiind numai în parte semnalate în prezenta recenzie.

În eventualitatea unei reeditări ulterioare, se poate face recomandarea colectivului de autori de a se contura iniţial mai bine destinaţia şi nivelul tehnic al cititorilor cărora li se va adresa lucrarea în scopul unei elaborări cu un caracter mai unitar al acesteia.

În concluzie, lucrarea este binevenită pentru toţi specialiştii din ţara noastră, contribuind la îmbunătăţirea activităţii acestora, şi se înscrie în acţiunea actuală generală de îmbinare a lucrărilor de cercetare cu cele de producţie, în scopul final al ridicării nivelului tehnic al industriei de matriţare din ţara noastră.

Ing. *M. Codreanu*

ORGANIZAŢIA I EFFECTIVNOSTI NAUCINÎH ISSLEDOVANII **(Organizarea şi eficacitatea cercetărilor ştiinţifice).** Ediţia a doua, Novosibirsk, Editura „Nauka", 1967, 178 pag.

Lucrarea reprezintă o culegere de articole, dedicate problemelor metodologice ale dezvoltării ştiinţei, legăturii ştiinţei cu practica şi îmbunătăţirii organizării muncii ştiinţifice şi a eficacităţii ei. Ele se referă în primul rînd la cercetarea ştiinţifică din domeniul minier (fiind scrise de o serie de cunoscuţi oameni de ştiinţă care lucrează la Institutul de Mine al Filialei din Siberia a Academiei de Ştiinţe din U.R.S.S.). Prin conţinutul lor, ele se referă însă în aceeaşi măsură la toate domeniile de cercetare tehnică.

În cele 14 articole, cuprinse în lucrare, se analizează de fapt cele mai actuale aspecte ale muncii ştiinţifice ca, de exemplu: economisirea timpului omului de ştiinţă, munca şi repaosul în bugetul de timp al cercetătorilor, săptămîna de cinci zile în institutele de cercetări, aplicarea rezultatelor cercetărilor în practică, legătura cu practica, precum şi o serie de probleme legate de organizarea cercetării ştiinţifice în etapa actuală, de latura sociologică a activităţii de cercetare şi de previziunea în cercetare.

Pe bază de date şi exemple, se scot în evidenţă lipsuri importante care mai dăinuie în activitatea de cercetare şi anume: risipa de timp la oamenii de ştiinţă, ca urmare a antrenării lor în munci administrative; încetineala cu care se aplică rezultatele cercetărilor în producţie, datorită sistemului necorespunzător de stimulare a creaţiei tehnice; existenţa unor metode necorespunzătoare de creştere şi de promovare a cadrelor; descoperirea şi apărarea insuficientă a noului (invenţiilor) etc.

Deosebit de valoroase sînt datele care se referă la problema organizării ştiinţei, privită sub aspectele ei principale (ştiinţa ca proces de informare, viteza de dezvoltare a ştiinţei, cadrele ştiinţei, planificarea şi prognoza ştiinţei), precum şi sub raport sociologic (alegerea profesiei omului de ştiinţă, determinarea tematicii de cercetare, folosirea rezultatelor cercetărilor, structura fondului de timp al omului de ştiinţă, cauzele conflictelor care pot să apară în institutele de cercetare etc.).

Foarte interesante sînt datele care se referă la bugetul de timp al omului de ştiinţă şi care arată că există rezerve însemnate care pot fi folosite cu succes în vederea măririi eficacităţii muncii ştiinţifice.

Articolele din lucrarea recenzată prezintă un interes mare pentru cercetătorii din domeniul metalurgiei şi, ca atare, pot fi recomandate pentru studiu.

Procedeu și instalație pentru exploatarea furnalelor

Invenția se referă la un procedeu și la o instalație pentru exploatarea furnalelor în vederea unui consum redus de cocs și măririi productivității acestora.

Procedeul folosește, în condițiile utilizării unui consum sensibil redus de aer cald, corespunzător conținutului de cocs din șarje, pentru compensarea cantității insuficiente de gaze de reducere, recircularea permanentă a unei părți din gazele de furnal, după prealabila lor desulfurare, a căror regenerare este efectuată cu metan prin conversia catalitică a metanului cu CO_2 și H_2O aflate în gazul de furnal de recirculare. Gazele de reducere regenerate sînt introduse în furnal la partea inferioară a cuvei, într-o zonă cu temperatura de 900—1 100°C; repartizarea uniformă a gazelor de reducere în întreaga secțiune a cuvei furnalului este realizată prin dirijarea gazelor de recirculare sub un unghi și cu o viteză corespunzătoare dimensiunilor furnalului și în cantitate corespunzătoare unei reduceri de minimum 80% a oxizilor de fier din minereul ajuns la baza cuvei.

Instalația pentru realizarea procesului este formată dintr-un furnal prevăzut cu instalația obișnuită pentru preîncălzirea aerului și instalația corespunzătoare de epurare a gazului de furnal; ea folosește guri de insuflare prevăzute la partea inferioară a cuvei furnalului, guri prin care este insuflat gazul reducător obținut prin regenerarea gazului de furnal desulfurat într-o instalație de desulfurare, care este introdus în amestec cu metan într-o instalație de conversie catalitică atașată furnalului. Conversia metanului se efectuează în această instalație pe seama CO_2 și H_2O conținute în gazul de furnal de recirculare, amestecul de gaze recirculate rezultat fiind preîncălzit pînă la 1 100°C, chiar în instalația de conversie catalitică.

În figura 1 se prezintă schema instalației pentru exploatarea furnalelor: furnalul *1* pentru elaborarea fontei din minereu de fier, cocs și fondanți (minereul putînd fi sub formă de bucăți, de aglomerat normal sau autofondant, sau sub formă de pelete) este prevăzut cu un dispozitiv de alimentare *2* de tipul care se folosește la funcționarea furnalului cu presiune ridicată la gură.

O conductă inelară *3*, căptușită cu cărămizi refractare și cărămizi de izolare termică, înconjură cuva furnalului la partea ei inferioară și servește la alimentarea și distribuirea gazelor reducătoare în furnal prin niște guri *4* de insuflat gazele reducătoare, amplasate în zona inferioară a cuvei, de preferință în zona cu temperatura de 900—1 100°C, egală cu temperatura gazelor reducătoare. O altă conductă inelară *5* de aer cald, căptușită de asemenea, înconjură etalajul furnalului și servește la alimentarea și distribuirea aerului cald

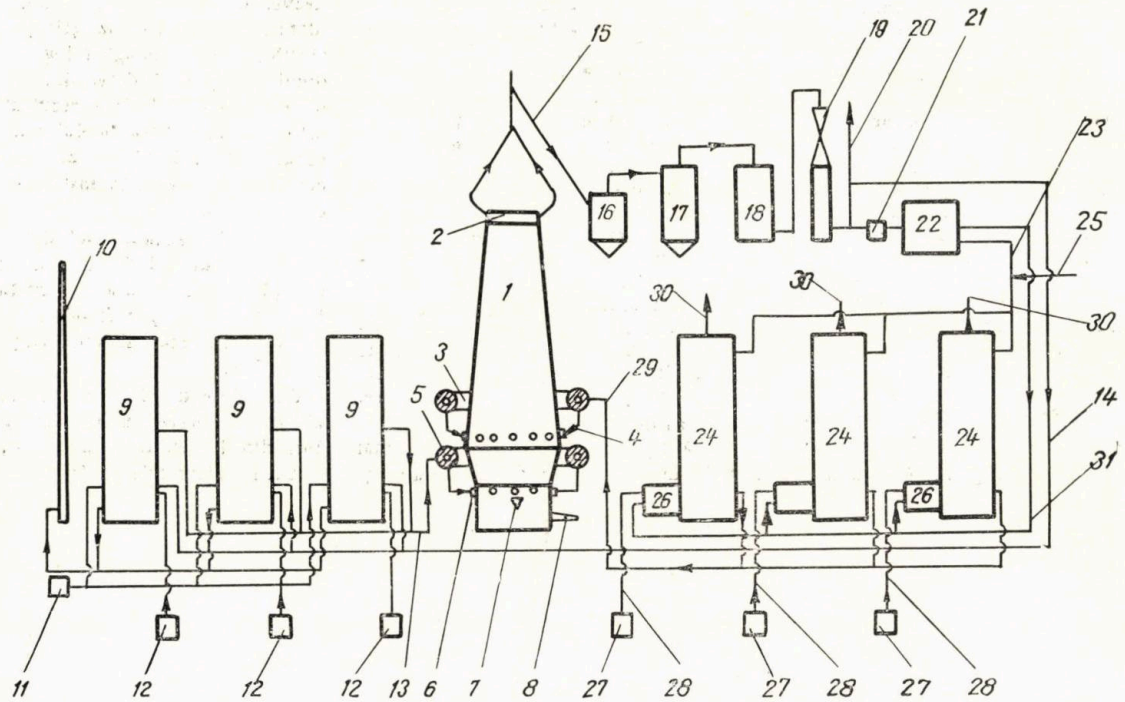


Fig. 1

în furnal, prin niște guri de aer *6* aflate la partea superioară a creuzetului furnalului. Evacuarea zgurei din furnal se face printr-un orificiu *7*, iar evacuarea fontei, printr-un orificiu *8* aflat în partea inferioară a creuzetului.

Instalația de preîncălzire a aerului se compune din trei caupere *9*, din care unul este în fază de funcționare în timp ce două sînt în fază de încălzire. Gazele de combustie rezultate în faza de încălzire sînt evacuate printr-un coș *10*. O suflantă *11*, asigură alimentarea furnalului cu aer, iar ventilatoarele *12*, cu aer de combustie, a focarelor pentru încălzirea caupercior *9*. Aerul cald este dirijat la furnalul *1* printr-o conductă *13*, iar gazele de furnal pentru încălzirea caupercior *9* sînt aduse printr-o conductă *14*. Gazul evacuat pe la partea superioară a furnalului la nivelul gurii de încărcare este dirijat printr-o conductă *15* la un sac de praf *16* apoi printr-un ciclon *17*, un șubăr *18* și un epurator *19*. Printr-o conductă *20* excedentul de gaz de furnal este dirijat către alți consumatori. Cu ajutorul suflantei *21* o parte din gazele de furnal sînt recirculate, fiind în prealabil desulfurate într-o instalație *22* și conduse printr-o conductă *23*; sînt regenerate în niște convertoare *24* cu metan care este introdus în conducta *23* printr-o conductă de alimentare *25*. Convertoarele *24* sînt încălzite cu gaz de furnal, ars în niște focare *26*, care folosesc pentru combustie aerul debitat de ventilatoarele *27* prin conductele *28*. Gazul reducător obținut prin regenerare, preîncălzit la o temperatură de 900—1 100°C, este dirijat la gurile de insuflare ale furnalului prin conducta *29*.

Gazele de ardere folosite la încălzirea convertoarelor *24* sînt evacuate prin coșurile *30*. Focarele convertoarelor se

alimentează prin conducta *31* cu gaz de furnal desulfurat.

În raport cu economia de cocs urmărită şi corespunzător conţinutului în fier al minereului, plecînd de la aceeaşi cantitate de aglomerat cu 50 % fier, economia de cocs este condiţionată pe de o parte de temperatura aerului de insuflare, şi pe de altă parte, în măsură mult mai redusă, de cantitatea de metan folosit pentru regenerarea gazului de furnal trecut la recirculare.

Invenţia prezintă următoarele avantaje :

— se reduce consumul specific de cocs cu circa 25 % ;

— creşte productivitatea furnalelor cu circa 30 % ;

— se obţine o înlocuire de circa 3 kg cocs pentru 1 Nm^3CH_4 tehnologic introdus în proces, faţă de circa 1,5 kg cocs pentru 1 Nm^3 CH_4 la insuflarea prin gurile de aer în stare brută ;

— se asigură o coborîre uniformă a materialelor în furnal ;

— are o utilizare mai judicioasă a gazelor reducătoare, precum şi a căldurii în furnal, întrucît creşte gradul de reducere indirectă ;

— se utilizează agregate şi instalaţii siderurgice în majoritate cunoscute, a căror funcţionare corespunzătoare a fost verificată practic.

BREVET R.S. ROMÂNIA 49232

Autori : dr. ing. *Iosif Tripşa*,
ing. *Cezar Avram*,
ing. *Gh. Atanasiu*.

Maşină pentru manevrarea automată a barelor la operaţia de forjare

Invenţia se referă la o maşină pentru manevrarea automată a barelor cu diametrul de 60 — 100 mm şi lungimea pînă la 11 000 mm, la operaţia de forjare efectuată în scopul calibrării uniforme şi de mare precizie.

Maşina, în scopul eliminării muncii manuale şi al sincronizării avansului cu mişcarea de rotire a barei în timpul forjării, indiferent de porţiunea barei asupra căreia se realizează forjarea, foloseşte un dispozitiv de prindere şi rotire a barei acţionat prin intermediul unui reductor cu ajutorul căruia este comandată şi mişcarea de deplasare axială a barei. Funcţionarea reductorului este astfel reglată încît sensul rotirii barei, corespunzător unui sens de avans al acesteia, să fie inversat cînd sensul de deplasare a barei este şi el inversat. Dispozitivul de prindere şi rotire este prevăzut, în scopul fixării rapide a barei, cu o mandrină posterioară care permite rotirea ei liberă. În scopul întreruperii rotirii barei pe durata cît este supusă acţiunii ciocanului şi pentru anihilarea trepidaţiilor provocate de şocul suportat de bară, mandrina este prevăzută în partea anterioară cu o bucşă de fixare şi antrenare, constituită din elemente a căror cuplare este realizată prin intermediul unor arcuri care permit avansul de rotire a dispozitivului pe durata în care bara este imobilizată sub presiunea ciocanului.

Vibraţiile verticale transmise maşinii sînt amortizate cu ajutorul unor plăci de cauciuc introduse între şasiul maşinii şi organele mobile de transmitere a forţei pentru deplasarea maşinii, aceste plăci constituind în acelaşi timp un mijloc de reglare a coaxialităţii dispozitivului de prindere şi rotire cu matriţa de calibrare.

Maşina este prevăzută de asemenea cu mijloace adecvate pentru comanda pneumatică a ciocanului de forjă, precum şi a unor cleşti prevăzuţi cu gheare de răzuire dispuşi pe portnicovala ciocanului, înainte şi după intrarea barei de calibrat în matriţa de eboşare, respectiv calibrare, cu ajutorul cărora este îndepărtat stratul de arsură de pe bara de calibrat înainte de intrarea ei în matriţă.

Conform invenţiei, manevra automată a barelor la operaţia de forjare este realizată cu o maşină *1* (fig. 1) instalată pe o cale de rulare *2*, plasată în faţa unui ciocan mecanic *3*. Capătul rece al unei bare *4* de oţel, al cărui diametru trebuie adus la dimensiunea dornului prin forjare, este fixat la maşina *1*, printr-o bucşă de fixare *5*, iar porţiunea barei *4*, încălzită la temperatura de forjare, este adusă între cele două elemente ale unei matriţe *6* montate pe ciocanul mecanic *3*, în aşa fel, încît partea încălzită şi acoperită cu arsură să treacă, înainte de a ajunge între elementele matriţei *6*, printre ghearele răzuitoare ale cleştelui *7* ataşat la portnicovala ciocanului mecanic *3*, la care este ataşat, de asemenea, un alt cleşte *7 a*. În acesta se realizează îndepărtarea stratului de oxizi care se formează pe bară chiar în timpul forjării la trecerea printre elementele matriţei *6*.

Pentru menţinerea orizontalităţii barei *4* şi pentru susţinerea ei în timpul operaţiei de forjare, înaintea ciocanului mecanic *3*, bara de forjat *4* este susţinută de un suport *8*, prevăzut cu o rolă *9*, iar după ieşirea din elementele matriţei *6*, este susţinută pe un pat de role *10*.

Maşina care face obiectul invenţiei (fig. 2) este constituită dintr-un şasiu *11* montat pe roţile *12* care rulează pe calea *2*. La partea superioară a şasiului este fixată, prin sudură, o placă metalică de susţinere (nefigurată) pe care se montează prin îmbulonare o placă de aşezare *13*. Pe aceasta este montat dispozitivul de prindere şi rotire *14* a barei *4*, cuplat la

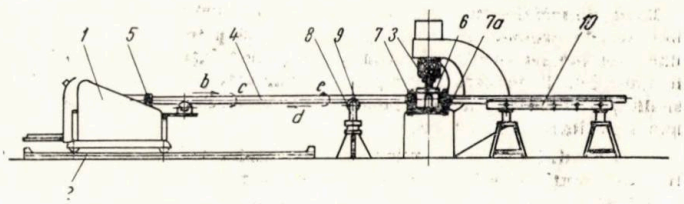


Fig. 1

un reductor *15* de viteză şi avans. Cuplarea dintre dispozitiv şi reductor este realizată prin intermediul pinionului *16* de cuplare.

Un motor electric (nefigurat), montat la postul de conducere *17* al maşinii, pune în acţiune reductorul *15* de viteze şi avans, prin intermediul unei şaibe de curea *18* care acţionează un ax melcat *19* şi o roată melcată *20*, care la rîndul ei antrenează prin intermediul unui ax *21* o roată dinţată *22* la care se cuplează un pinion conic *23* care, prin intermediul

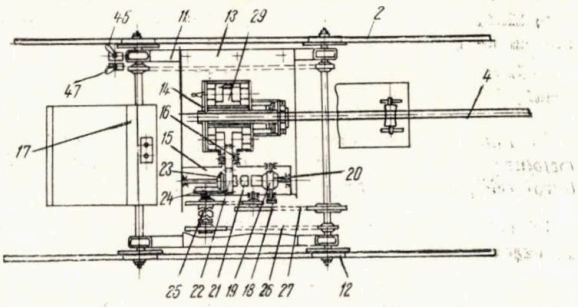


Fig. 2

unui sistem de roată conică *21* şi *25*, comandă deplasarea maşinii. Cu ajutorul unor lanţuri Gall *26* şi *27* se comandă mişcarea rapidă sau de lucru (încetă).

Invenţia prezintă următoarele avantaje : permite manevrarea sincronizată, cu viteze variabile de lucru, a barelor rotunde la operaţia de forjare ; asigură forjarea cu o precizie de ± 0,22 mm pe toată lungimea barei ; duce la o productivitate net superioară faţă de forjarea manuală ; asigură o calitate superioară prin obţinerea unei structuri uniforme a materialului ; elimină complet pericolul de accidentare, fiind comandată de un singur operator de la distanţă.

BREVET R.S.ROMÂNIA 49133

Autori : *Climent Chiorsăcu*
Costel Comşa

Mașini și instalații pentru întreprinderi metalurgice livrate de exportul polonez

Asociația întreprinderilor metalurgice poloneze din Katovice, Lompy 14, care prelucrează fonta și oțelul, cuprinde în total 83 de întreprinderi metalurgice, printre care :

43 întreprinderi industriale ;

3 birouri de proiectare ;

2 institute de cercetări ;

o întreprindere pentru completarea livrărilor HAPEKO (Furnizor general).

Celelalte sînt întreprinderi comerciale, de asistență tehnică precum și de construcții și montaje.

Metalurgia poloneză utilizează în total circa 200 000 de salariați. În cursul ultimilor 20 de ani s-au realizat mari progrese în domeniul producției metalurgice :

Producția de oțel a crescut de la 1,4 mil. t oțel brut, în anul 1938, la circa 10 mil. t în anul 1967. Aceste realizări sînt rezultatul unor investiții importante, care au dus la construcția unor uzine noi și la reconstrucția și modernizarea celor existente, învechite.

Baza materială necesară a fost realizată prin înființarea biroului de proiecte și construcții, precum și prin construirea unor noi fabrici care livrează mașinile și instalațiile destinate metalurgiei. Descoperirile proprii centralizate, precum și posibilitățile de producție în domeniul echipării uzinelor, au permis dezvoltarea exportului.

În domeniul exportului unor obiective metalurgice complete trebuie menționate în special următoarele realizări :

- **Livrarea a două linii de laminare complete pentru India (pentru firma Prakash și Singh) în execuție rezistentă la clima tropicală ;**
- **Exportul unor agregate de laminare complete pentru uzina Store din R.S.F. Jugoslavia ;**
- **Exportul unei instalații de laminare brută, cu diametrul de 750 mm, pentru uzina Riesa din R.D.G. ;**
- **Livrarea unui echipament complet pentru o instalație de sinterizare la uzina Jesenice din R.S.F. Jugoslavia ;**
- **Exportul de agregate de laminare pentru U.R.S.S. ;**
- **Modernizarea unei instalații pentru bare și sîrmă la fabrica de cupru SAE din Alexandria — Egipt ;**
- **Livrarea unei linii tehnologice de laminare fină și pentru sîrmă, la Hama — Siria.**

În Polonia s-au executat proiecte pentru întreprinderi metalurgice complete precum și pentru secții separate și s-au livrat echipamentele respective necesare,

În cele ce urmează se specifică posibilitățile referitoare la export :

1. ECHIPAMENTE COMPLETE PENTRU UZINE METALURGICE, RESPECTIV INSTALAȚIILE PARȚIALE NECESARE

Instalații separate

Secții de furnale

Secții de preparare a minereurilor, instalații de sinterizare cu suprafața utilă a benzii de sinterizare de 30 pînă la 100 m², furnale de diferite capacități (de la 100 pînă la 1 000 t), precum și elemente de construcție separate și cele destinate instalațiilor de furnale.

Echipamente pentru cocserii

Instalații pentru cocseriile care utilizează cărbune compactat, instalații pentru fabricarea cocsului în forme, echipament pentru rafinării de gudron și pentru întreprinderi care prelucrează derivate ale cărbunelui, instalații de defenolizare.

Instalații pentru oțelării

Cuptoare pentru topirea oțelului, cuptoare Martin cu boltă mobilă, precum și cuptoare cu arc electric, agregate de turnare, instalații de extrudare, instalații pentru turnarea oțelului nealiat și a oțelului înnobilat, instalații de degazare a oțelului.

Instalații de laminare

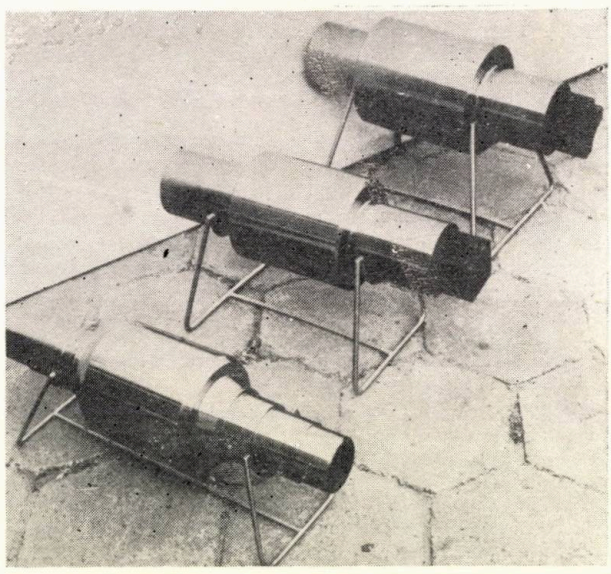
Uzine cu laminoare bluming, linii tehnologice mici și mari de laminarea șinelor, profilelor, barelor, sîrmei, tablelor, instalații pentru prelucrarea produselor finite, ca : foarfeci pentru tăierea la cald și la rece, mașini de îndreptat table, țevi, profile ș.a., angrenaje cu role, transmisii de mare capacitate etc.

Instalații pentru operațiile auxiliare din uzinele de laminare

Instalații de zincare și de zincare prin corodare, instalații pentru aplicarea mărcilor (patentelor) la sîrme precum și pentru degresare etc.

2. LAMINOARE PENTRU UZINE METALURGICE

Singurul exportator de laminoare pentru uzine metalurgice este CENTROZAP. Această unitate comercială pentru export livrează cilindri turnați din fontă, din oțel sau din oțel forjați. Există mari posibilități pentru satisfacerea cerințelor și condițiilor puse de beneficiari referitoare la dimensiuni, la felul și la finisarca laminoarelor. Pînă în prezent beneficiarii



cărora se livrează laminoarele poloneze sînt : R.S.F. Jugoslavia, R.P.U., R.S.R., Coreea de Nord, Egiptul, India, Pakistanul și Țările Scandinave.

Unele țări ca, de exemplu, R.S.F. Jugoslavia, India, Egiptul și Coreea sînt clienți permanenți și comandă de mulți ani, în mod continuu, un mare sortiment de laminoare.

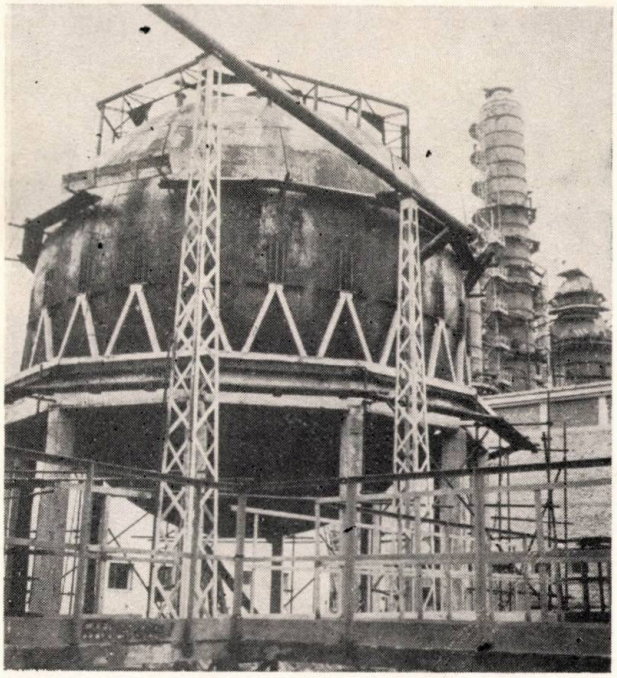
3. CONSTRUCȚII DIN OȚEL

CENTROZAP este, de asemenea, singurul exportator de construcții din oțel, în următoarele sortimente :

- **Construcții din oțel pentru clădiri industriale ;**
- **Construcții înalte pentru radio și catarge ;**
- **Rezervoare de mare capacitate pentru lichide și gaze ;**

— Schelete din oțel pentru blocuri de locuit;
— Turnuri de iluminat;
— Construcții din oțel pentru poduri;
— Skiliîturі și teleseaune;
— Tubulaturi.

Construcțiile pot fi executate conform documentației furnizate de client sau pe baza proiectelor birourilor de proiectare



poloneze. În cadrul documentației se ține seamă de cele mai noi descoperiri în domeniul proiectării și executării construcțiilor din oțel.

Construcțiile se livrează la cererea beneficiarului, respectiv montajul care se execută într-o anumită măsură de către beneficiar este supravegheat de organele întreprinderilor pentru comerțul exterior ale CENTROZAP. Printre beneficiarii construcțiilor de oțel pe care i-am avut pînă în prezent se numără: Marea Britanie, Italia, Islanda, India, Egiptul, R. S. C., R. S. R. și R. P. U..

4. INSTALAȚII DE UZ INTERN

Unitatea pentru comerțul exterior CENTROZAP exportă de mulți ani instalații de uz intern ca:

— Macarale pentru exploatări metalurgice, macarale pentru scoaterea lingourilor din lingotiere, macarale cu clești etc.;
— Macarale pentru poduri rulante;
— Macarale pe capre de construcție ușoară din tuburi;
— Furci de stivuit Diesel cu 1 și cu 2 trolii;
— Palane electrice de la 250 pînă la 4 500 kp;
— Instalații de încărcare și de descărcare a vagoanelor;
— Ascensoare pentru persoane și pentru mărfuri;
— Transmisii pentru instalații de macarale;
— Tancuri mici pentru fabrici;
— Roabe pentru transport și basculante.

Se asigură livrarea pieselor de rezervă pentru instalațiile exportate.

La cererea beneficiarului se organizează un serviciu special de informații.

Printre beneficiarii de instalații pentru uz intern pe care îi avem pînă în prezent se numără: Cehoslovacia, Ungaria, România, Republica Arabă Unită, India, Grecia, Turcia, Republica Democrată Germană, Republica Federală a Germaniei, Jugoslavia, Ghana, Kuveit și Sudanul.

5. APARATE PENTRU SUDURĂ

CENTROZAP exportă, de asemenea, aparate pentru sudarea cu gaz și altele:

— Generatoare de acetilenă, de la 1 000 pînă la 40 000 l;
— Ventile de reducere a presiunii pentru oxigen, acetilenă, hidrogen și alte gaze;
— Arzători de diferite feluri pentru sudare și topire.

Agregatele de sudură se exportă în multe țări, printre care Turcia, Republica Arabă Unită și Pakistanul.

În ultimul timp, sortimentul de aparate de sudură a fost mult completat cu:

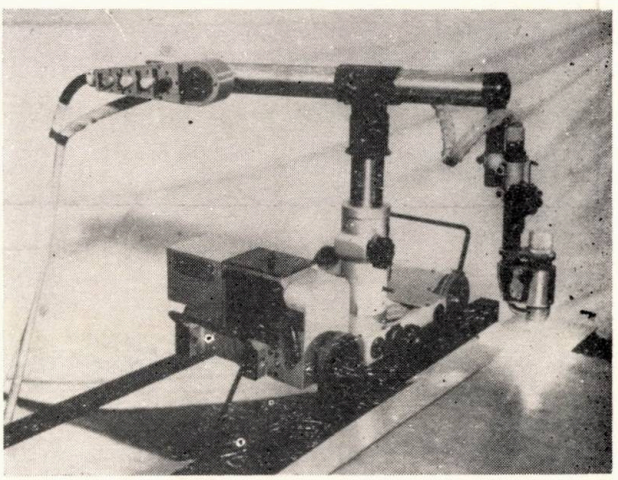
— Aparate de tăiere cu plasmă;
— Automate de sudură pentru serii de roți.

Aceste produse sînt livrate beneficiarilor din Uniunea Sovietică, Cehoslovacia, Jugoslavia și Ungaria.

Metalurgia poloneză colaborează, de asemenea, în domeniul tehnico-științific și în domeniul schimburilor de mărfuri cu cooperațiile din alte țări.

Polonia poate executa lucrări vaste de proiectare în domeniile amintite și poate da asistență tehnică și supraveghea montajul obiectivelor complete livrate, precum și a instalațiilor separate.

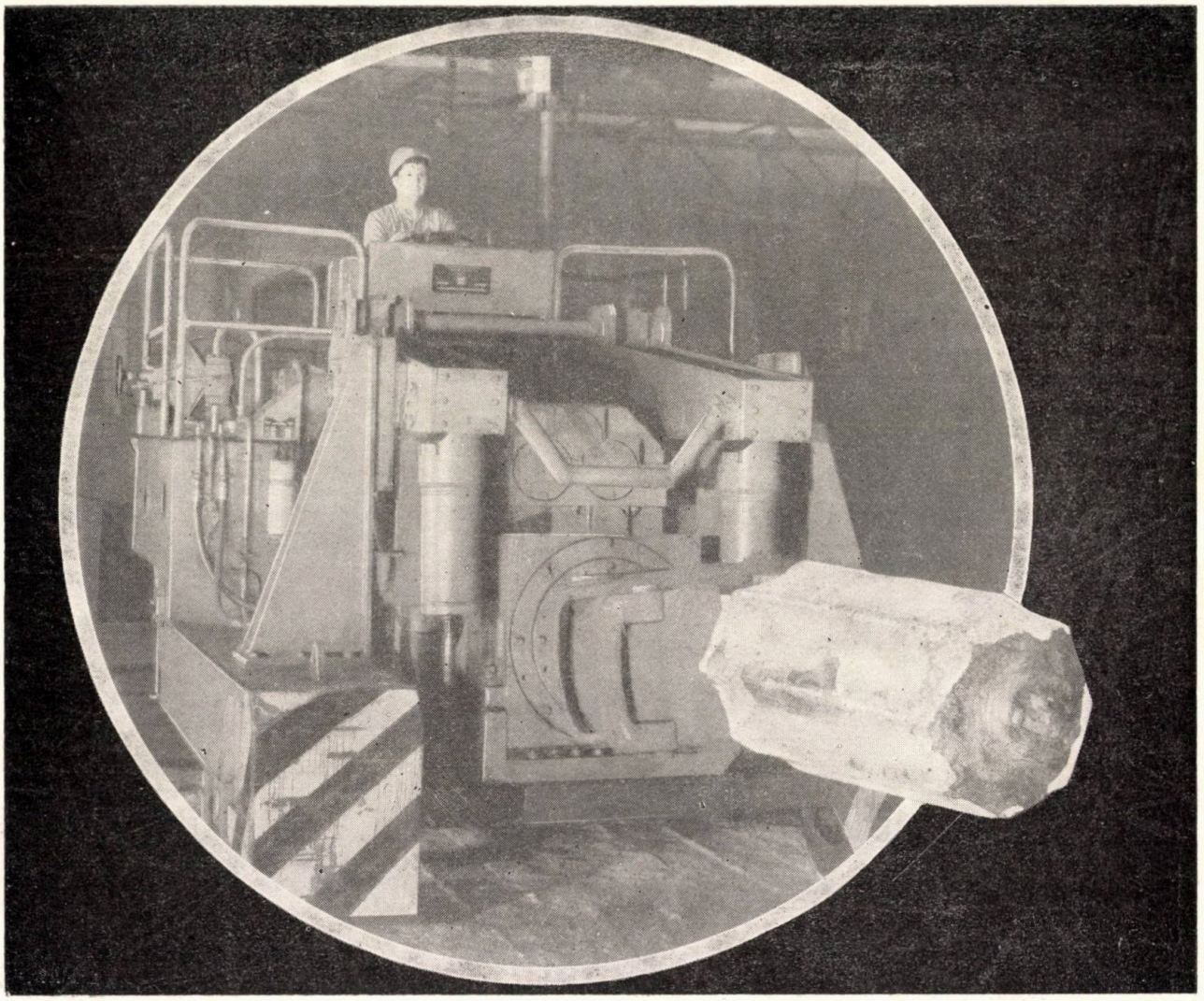
Unitatea de export CENTROZAP din Katovice — Ligonia 7 — din Polonia răspunde prompt și conștiincios la toate cererile de informații ale clienților ei. Unitatea se străduiește



să satisfacă cît mai bine cererile și doleanțele clienților ei atît din punct de vedere tehnic, cît și din punct de vedere comercial. Pentru discutarea particularităților tehnice și a dezvoltării ofertelor referitoare la obiective complete, Centrozap deleagă specialiști de înaltă calificare.

Unitatea pentru comerț exterior
„CENTROZAP" Katovice
Ligonia 7 — Polonia

PUBLICOM



Utilizarea mai bună a agregatelor de forjare

Acest avantaj economic este realizabil prin utilizarea manipulatorului nostru de forjă, deplasabil pe şine. Pe lîngă creşterea însemnată a producţiei, munca grea manuală se micşorează considerabil. Fiind executat în trei tipuri constructive, cu forţa portantă de 1,25, 2,5 şi 5,0 Mp, poate fi folosit atît pentru forjele mici, cît şi pentru cele mari. Se poate utiliza pentru forjarea lingourilor grele de oţel în arbori netezi şi în profile, la un ciocan pentru forjare liberă sau la o presă de forjă.

Toate mişcările sînt comandate de la un post central, ceea ce permite un bun control al procesului de forjare.

Vă ajutăm la mecanizarea eficientă a lucrărilor în forjă. Cereţi ofertele noastre detaliate sub numărul de cod A 40/68.

VEB Schwermaschinenbau „Heinrich Rau", Wildau DDR-1613 Wildau

SHR
ASUG

Informaţii:
Ambasada R.D.G. din R.S. România
Secţia Comercială
T.K.B. Invest Export
Bucureşti Calea Dorobanţilor 14

PUBLICOM

INVEST EXPORT

Intreprindere de stat a R.D.G. pentru Comerţul exterior
D.D.R. — 108 Berlin, Taubenstrasse 7/9
Telegrame : DIAINVESTA
Telex : 011 2695 diai dd

COMBINATUL
SIDERURGIC

Hunedoara

profile laminate din oţeluri carbon calmate, semicalmate şi necalmate, din oţeluri carbon de calitate, aliate şi slab aliate:

— rotunde cu diametrul de 10 — 180 mm
— cornier de 20 x 20 — 150 x 150 mm
— I şi U normale:
  I 18 — I 24
  U 6,5 — U 24
— I şi U economice:
  I 18 E — I 24 E
  U 18 E — U 24 E
— late de 20 x 5 — 200 x 20 mm
— benzi laminate la cald de 200 x 2 — 500 x 5 mm
— fagle, brame pentru forje, de 70 x 70 — 400 x 400 mm
— profile speciale pentru armături de mină, pentru talpa şenilei de tractor etc.

UZINA DE TEVI *Republica* — BUCUREŞTI

B-dul Muncii
nr. 256

produce:

- Produse tubulare cu diametrul pînă la 6", inclusiv pentru industria petrolieră (conducte, burlane de foraj, ţevi de extracţie şi prăjini de foraj)
- Produse tubulare pentru prospecţiuni geologice (burlane de foraj, prăjini de foraj)
- Ţevi rotunde şi profilate, trase la rece, cu diametrul de 5-57 mm, pentru construcţii
- Ţevi rotunde şi profilate, laminate la cald, cu diametrul de 48-152 mm, pentru construcţii
- Ţevi cu diametrul de pînă la 5" inclusiv, pentru instalaţii de apă, de gaz şi de abur, cu filet şi mufă sau fără filet, în stare neagră (nezincate)

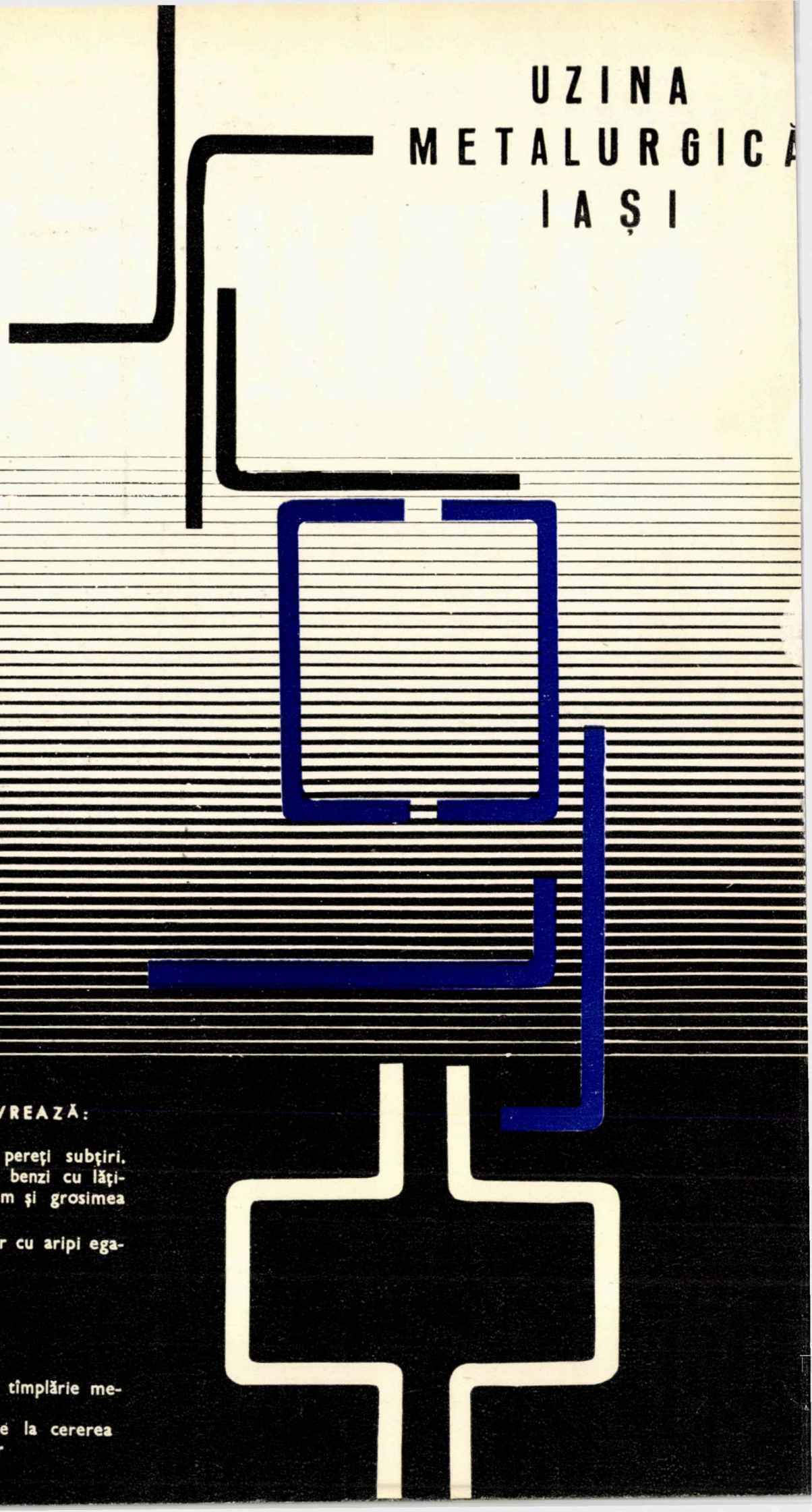
E 3280

METALURGIA

11

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XX • NR. 11 • NOIEMBRIE 1968

UZINA METALURGICĂ IAȘI



EXECUTĂ ȘI LIVREAZĂ:

profile deschise cu pereți subțiri, formate la rece din benzi cu lățimea de 30 — 500 mm și grosimea de 1 — 5 mm:

- — profile cornier cu aripi egale și neegale
- — profile U
- — profile Z
- — profile T
- — profile omega
- — profile curbe
- — profile pentru tîmplărie metalică
- — profile diverse la cererea consumatorilor

E 3280

METALURGIA

Anul 20 nr. 11 Noiembrie 1968

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Cosma Al.: **Studiu asupra capacităţii de producţie a utilajelor pentru tragerea la rece a ţevilor.** . 631

Cohn E., Cosneanu C., Sofroni L. şi *Petrescu V.*: **Caracteristicile de curgere ale amestecurilor de formare fluide cu autoîntărire** 636

Ţârloiu N.: **Consideraţii privind desulfurarea fontelor cu amestec de carbonat de calciu şi carbonat de sodiu** 641

Păunel Maria-Ana şi *Marcu P.*: **Comportarea unor aliaje de aluminiu la coroziune în diverse medii naturale** 646

Veiser I. şi *Szabo A.*: **Determinarea rezistenţei produselor refractare la atacul termochimic al zgurelor.** 651

Dumitrescu Th. şi *Dumitrescu R.*: **Consideraţii asupra metodei radiometrice de determinare a conţinutului de cenuşă a cocsului şi semicocsului de fluidizare, prin retroîmprăştierea radiaţiilor nucleare** 656

Istodor V.: **Ventilarea şi desprăfuirea la fabricarea fluxului de sudură în cuptoare cu arc de 1,5 t.** 662

REALIZĂRI TEHNICE

Călinescu S.: **Echivalarea cocsului de fluidizare la cocs clasic, în procesul de aglomerare a minereurilor de fier pe bandă** 665

Cruţiu S. şi *Schieber F.*: **Determinarea oxigenului din fontă prin metoda cu aluminiu.** 668

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Forizs Şt.: **Particularităţile cocsificării huilelor tinere** 670

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Ţocu P.: **Insuflarea în furnal a amestecului de cărbune şi păcură** 675

PROTECŢIA MUNCII

Cozma A.: **Combaterea zgomotului în vederea prevenirii îmbolnăvirilor profesionale de hipoacuzie la locurile de muncă** 683

Lucan Fl.: **Despre unele forme şi mijloace de propagandă a protecţiei muncii în industria metalurgică** 685

RECENZII 686

CRONICĂ 688

COMITETUL DE REDACȚIE

N. CRAFT, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÎDEA, V. HOLBAN, A. IEREMIA, I. ILCA, G. MIHEȚ, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, I. PRISECARU, MARIA ROȘIANU, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, O. TAKACS, I. TRIPȘA, SILVIA VACU, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI
Redactor: MARIA SAVU

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, Str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon : 16.04.22. Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament : 022001 B.N. a Republicii Socialiste România — Sectorul 1. M.I.M. — Oficiul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi : lei 150 anual ; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri : lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul : Întreprinderea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc. c. 5688

„Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.B. nr. 560/426/966".

42 406

CONTENTS

DC 621.774.372.2

Cosma Al. : **Studies regarding output capacity of cold-drawing equipment for welded tubes.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 631–635

DC 621.742.4

Cohn E., Cosneanu C., Sofroni L. and *Petrescu V.* : **Flow characteristics of self-setting fluid moulding mixtures.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 636–640

DC 621.745.551.4 : 622.335.1 : 546.264-33

Ţârloiu N. : **Considerations regarding cast iron desulphuration with a mixture of calcium and sodium carbonate.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 641–645

DC 669.713 : 620.193

Păunel Maria-Ana and *Marcu P.* : **Corrosion behaviour of some aluminium alloys in various natural media.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 646–650

DC 666.76.001.4 : 662.613.12

Veiser I. and *Szabo A.* : **Determination of refractory resistance to thermochemical attack of slags.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 651–655

DC 669.162.16 : 621.039.85

Dumitrescu Th. and *Dumitrescu R.* : **Considerations regarding the radiometric method for ash content estimation in coke and fluidization semi-coke by nuclear radiation back-scattering.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 656–661

DC 628.511.1 : 621.791.048 : 621.365.3

Istodor V. : **Ventilation and dust separation during welding flux elaboration in 1.5 ton arc furnace.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 662–664

DC 669.162.16 : 622.785 : 553

Călinescu S. : **Equivalent value of fluidization coke versus standard coke.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 665–667

DC 621.745.54 : 669.16 : 669.71

Cruţiu S. and *Schieber F.* : **Estimation of oxygen in cast iron by the aluminium method.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 668–669

DC 662.749.2 : 622.333.5

Forizs Şt. : **Coking peculiarities of green pit coal.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 670–674

DC 669.162.22 : 665.5 : 553

Ţocu P. : **Coal and fuel oil injection in blast furnace.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 675–682

INHALTSVERZEICHNIS

DK 621.774.372.2

Cosma Al. : **Erforschungen über die Leistungskapazität der Werksgeräte für Rohrkaltziehen.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 631–635

DK 621.742.4

Cohn E., Cosneanu C., Sofroni L. und *Petrescu V.* : **Fliesskennzahlen der flüssigen, selbsterstarrenden Formmischungen.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 636–640

DK 621.745.551.4 : 622.335.1 : 546.264-33

Ţârloiu N. : **Berücksichtigungen über Roheisenentschwefelung mittels einer Kalziumkarbonat-Natriumkarbonat Mischung.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 641–645

DK 669.713 : 620.193

Păunel Maria-Ana und *Marcu P.* : **Korrosionsbeständigkeit einiger Aluminiumlegierungen in verschiedenen natürlichen Umgebungen.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 646–650

DK 666.76.001.4 : 662.613.12

Veiser I. und *Szabo A.* : **Feststellung des Widerstandes von Feuerfeststoffen gegen thermochemischen Angriff von Schlacken.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 651–655

DK 669.162.16 : 621.039.85

Dumitrescu Th. und *Dumitrescu R.* : **Berücksichtigungen über die radiometrische Feststellungsmethode des Aschengehaltes in Koks und Fluidisierung-Halbkoks durch Rückstreuung der Kernstrahlungen.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 656–661

DK 628.51.1 : 621.791.048 : 621.365.3

Istodor V. : **Ventilation und Entstaubung während der Schweissflusserzeugung in 1,5 T Lichtbogenöfen.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 662–664

DK 669.162.16 : 622.785 : 553

Călinescu S. : **Gleichwert des Fluidisierungskokses gegenüber klassischen Koks während des Bandagglomerationvorganges von Eisenerzen.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 665–667

DK 621.745.54 : 669.16 : 669.71

Cruţiu S. und *Schieber F.* : **Bestimmung von Sauerstoff in Roheisen durch die Aluminiummethode.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 668–669

DK 662.749.2 : 622.333.5

Forizs Şt. : **Einzelheiten der Koksgewinnung aus Grünsteinkohlen.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 670–674

DK 669.162.22 : 665.5 : 553

Ţocu P. : **Einblasen einer Kohl-Erdölmischung im Hochofen.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 675–682

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 621.774.372.2

Косма А.: **Исследование производственной мощности оборудования для холодной протяжки труб**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 631–635

ДК 621.742.4

Кон Е., Косняну К., Софрони Л. и *Петреску В.:* **Характеристики текучести самотвердеющих жидких формовочных смесей**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 636–640

ДК 621.745.551.4 : 622.335.1 : 546.264-33

Цырлою Н.: **Соображения касающиеся десульфурации чугунов смесью карбоната кальция и карбоната натрия**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 641–645

ДК 669.713 : 620.193

Пэунел Мария-Ана и *Петре М.:* **Поведение некоторых алюминиевых сплавов в условиях коррозии в различных природных средах**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 646–650

ДК 666.76.001.4 : 662.613.12

Вайзер И и *Сабо А.:* **Определение стойкости огнеупорных изделий против термохимического воздействия шлаков**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 651–655

ДК 669.162.16 : 621.039.85

Думитреску Тх. и *Думитреску Р.:* **Соображения касающиеся радиометрического метода определения зольности кокса и полукокса, полученного в кипящем слое, путем обратного рассеяния ядерных излучений**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 656–661

ДК 628.511.1 : 621.791.048 : 621.365.3

ИстодорВ.: **Вентиляция и обеспыливание при производстве сварочного флюса в дуговых печах мощностью в 1,5 т**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 662–664

ДК 669.162.16 : 622.785.553

Келинеску С.: **Пересчет флюидизационного кокса на классический, в процессе спекания железных руд на ленте**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 665–667

ДК 621.745.54 : 669.16 : 669.71

Круцю С. и *Щибер Ф.:* **Определение содержания кислорода в чугуне алюминиевым способом**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 668–669

ДК 66 2.749.2 : 622.333.5

Форис Шт.: **Особенности коксования молодых каменных углей**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 670–674

ДК 662. 749.22 : 665.5 : 553

Цоку П.: **Вдувание в доменную печь угольно-мазутной смеси**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 675–682

ДК 628.517 : 2 : 613.6

Козма А.: **Борьба с шумом, с целью предупреждения профессиональных заболеваний слуховых органов на рабочем месте**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 683–684

ДК 331.82 : 669

Лукан Ф.: **О некоторых видах и средствах пропаганды охраны труда в предприятиях металлургической промышленности**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 685

SOMMAIRE

CD 621.774.372.2

Cosma Al. : **Étude sur la capacité de production des outillages destinés à l'étirage à froid des tubes.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 631–635

CD 621.742.4

Cohn E., Cosneanu C., Sofroni L. et *Petrescu V.* : **Les caractéristiques de coulage des sables de moulage fluides à autodurcissement.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 636–640

CD 621.745.551.4 : 622.335.1 : 546.264-33

Ţârloiu N. : **Considérations concernant la désulfuration des fontes avec un mélange de carbonate de calcium et de carbonate de soude.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 641–645

CD 669.713 : 620.193

Păunel Maria-Ana et *Marcu P.* : **Le comportement de certains alliages d'aluminium à la corrosion, dans différents milieux naturels.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 646–650

CD 666.76.001.4 : 662.613.12

Veiser I. et *Szabo A.* : **La détermination de la résistance des produits réfractaires à l'aggression thermo-chimique des scories.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 651–655

CD 669.162.16 : 621.039.85

Dumitrescu Th. et *Dumitrescu R.* : **Considérations concernant la méthode radiométrique de détermination du contenu en cendres du coke et du semi-coke de fluidisation, par la retro-diffusion des rayons nucléaires.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 656–661

CD 628.511.1 : 621.791.048 : 621.365.3

Istodor V. : **La ventilation et le dépoussièrage pendant la fabrication du flux de soudure, dans les fourneaux à arc de 1,5 t.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 662–664

CD 669.162.16 : 622.785 : 553

Călinescu S. : **L'équivalence du coke de fluidisation au coke classique dans le processus d'agglomération des minérais de fer sur bande.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 665–667

CD 621.745.54 : 669.16 : 669.71

Cruţiu S. et *Schieber F.* : **La détermination de l'oxygène contenu dans la fonte, au moyen de la méthode à l'aluminium.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 668–669

CD 662.749.2 : 622.333.5

Forizs Şt. : **Les particularités de la cokéfaction des houilles de date récente.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 670–674

CD 669.162.22 : 665.5 : 553

Ţocu P. : **L'insufflation dans le fourneau du mélange de charbon et de mazouth.**

Metalurgia 20 (1968), nr. 11, p. 675–682

METALURGIA

ANUL 20
Nr. 11
NOIEMBRIE
1968
BUCUREŞTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

MŰSZAKI KÖNYVTÁR

STUDII ŞI CERCETĂRI

Studiu asupra capacităţii de producţie a utilajelor pentru tragerea la rece a ţevilor

Ing. AL. COSMA
Uzina metalurgică — Iaşi

CZ 621.774.372.2

În stadiul actual de dezvoltare a economiei se impune o organizare cît mai raţională a procesului de producţie care să asigure obţinerea unei producţii cu o înaltă eficienţă economică. Sfera organizării producţiei nu se limitează numai la procesul tehnologic propriu-zis, ci cuprinde toate aspectele economice şi organizatorice ale activităţii întreprinderii, începînd cu analiza capacităţilor de producţie, întocmirea programelor de fabricaţie şi terminînd cu livrarea produselor finite şi cu analiza eficienţei economice a acesteia. Nu se poate vorbi de un plan de producţie fundamentat ştiinţific dacă acesta nu se bazează pe o analiză aprofundată a tuturor factorilor care contribuie la obţinerea unor performanţe cît mai ridicate a utilajelor, respectiv la folosirea capacităţilor optime de producţie.

Determinarea capacităţii optime de producţie a devenit o problemă de primă importanţă, pentru care în unele ţări capitaliste s-au creat unităţi specializate, formate din ingineri şi consultanţi bine pregătiţi.

Sînt însă cazuri în care noţiunea de capacitate de producţie nu este înţeleasă, fiind privită ca o cifră îngheţată care exprimă un anumit număr de tone şi care poate fi modificată numai pe baza unor aprobări speciale fără nici o fundamentare tehnică.

Este binecunoscut faptul că, la proiectarea oricărui utilaj, se ţine seamă de cantitatea de produse care trebuie obţinute, de diversitatea acestora, de gradul de complexitate etc., calculîndu-se capacitatea de producţie pentru o anumită structură a programului de fabricaţie. Cerinţele economiei, modificîndu-se de la o perioadă la alta, determină şi modificarea structurii programului de fabricaţie, ceea ce duce la creşterea valorii care exprimă capacitatea de producţie în cazul în care creşte ponderea produselor cu grad de dificultate în fabricaţie redus, sau la micşorarea acesteia cînd gradul de dificultate creşte.

Din cele prezentate rezultă că cifra care exprimă capacitatea de producţie a unui utilaj va avea valori diferite, în funcţie de structura programului de fabricaţie. În acest caz oricare din valori este echivalentă valorii stabilite prin proiect.

În cele ce urmează se va demonstra variaţia capacităţii de producţie a unui banc pentru tragerea la rece a ţevilor, ţinîndu-se seamă de toţi factorii importanţi care determină valoarea acesteia.

Pentru stabilirea acesteia, se porneşte de la lungimea totală de tragere L_t, prin care se înţelege spaţiul total parcurs de căruciorul bancului în cursa de lucru, în timp de un an, exprimată prin formula :

$$L_t = t_{ef} \cdot C_u \cdot n_f \cdot V, \qquad (1)$$

în care

$t_{ef} = 6\,400$ h/an este timpul efectiv de lucru anual;

$C_u = 0{,}65$ — coeficientul de utilizare a timpului efectiv;

n_f — numărul de fire care lucrează simultan;

V — viteza de tragere, m/min.

Făcîndu-se înlocuirile în relaţia (1), se obţine:

$$L_t = 6\,400 \cdot 0{,}65 n_f \cdot 60 V = 250 \cdot 10^3 \cdot n_f \cdot V, \text{m/an}$$

$$L_t = 250 \cdot 10^3 \cdot n_f \cdot V, \text{ m} \qquad (2)$$

Din relaţia (2) rezultă că $L_t = f(V)$ reprezintă ecuaţia unei drepte de forma $Y = CX$.

În tabela 1 sînt calculate valorile lungimii totale de tragere pentru valori ale vitezei de tragere cuprinse între 1 şi 30 m/min şi numărul

Tabela 1

V, m/min	L_t (m · 10^3) pentru		
	$n_f = 1$	$n_f = 2$	$n_f = 3$
1	250	500	750
2	500	1 000	1 500
3	750	1 500	2 250
4	1 000	2 000	3 000
5	1 250	2 500	3 750
6	1 500	3 000	4 500
7	1 750	3 500	5 250
8	2 000	4 000	6 000
9	2 250	4 500	6 750
10	2 500	5 000	7 500
11	2 750	5 500	8 250
12	3 000	6 000	9 000
13	3 250	6 500	9 750
14	3 500	7 000	10 500
15	3 750	7 500	11 250
16	4 000	8 000	12 000
17	4 250	8 500	12 750
18	4 500	9 000	13 500
19	4 750	9 500	14 250
20	5 000	10 000	15 000
21	5 250	10 500	15 750
22	5 500	11 000	16 500
23	5 750	11 500	17 250
24	6 000	12 000	18 000
25	6 250	12 500	18 750
26	6 500	13 000	19 500
27	6 750	13 500	20 250
28	7 000	14 000	21 000
29	7 250	14 500	21 750
30	7 500	15 000	22 500

de fire $n_f = 1 - 3$, iar în figura 1 s-a reprezentat grafic variaţia lungimii totale de tragere în funcţie de viteza de tragere.

Lungimea totală de tragere mai poate fi exprimată şi prin relaţia:

$$L_t = L_0 (\lambda_p + \lambda_p^2 + \lambda_p^3 + \cdots + \lambda_p^n) = L_0 \sum_1^n \lambda_p^n, \qquad (3)$$

în care:

L_0 este lungimea eboşei;

λ_p — coeficientul parţial de alungire;

$\lambda_p = \sqrt[n]{\lambda_t} = 1{,}25$ — valoarea medie utilizată în practică;

n — numărul de trageri;

$$n = \frac{\log \lambda_t}{\log 1{,}25};$$

λ — coeficientul total de alungire.

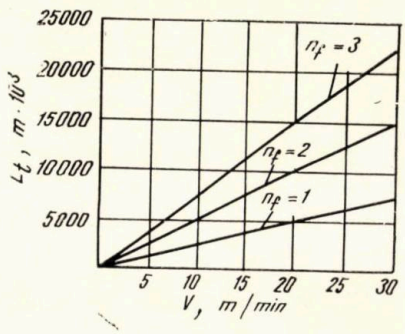


Fig. 1

Dacă se ţine seamă de pierderile rezultate din retezarea şpiţului şi a capătului din urmă al ţevii după fiecare tragere, lungimea eboşei L_0 se poate exprima prin relaţia (4):

$$L_0 = \frac{L_f \cdot q_n}{\lambda_t}, \qquad (4)$$

în care:

L_f este lungimea ţevii finite, m/an;

q_n — consumul specific pentru n trageri, m/m;

n — numărul de trageri.

Practic s-a demonstrat că la o singură tragere consumul specific este de 1,05 m/m, de unde rezultă că pentru n trageri valoarea consumului specific va fi dată de o progresie aritmetică cu primul termen egal cu 1,05 şi raţia de 0,05

$$q_n = 1{,}05 + 0{,}05\,(n - 1) \qquad (5)$$

Înlocuind valoarea lui L_0 din relaţia (4) în relaţia (3) se obţine:

$$L_t = \frac{L_f \cdot q_n}{\lambda_t} \sum_1^n \lambda_p^n \qquad (6)$$

Dacă se impune ca valoarea lungimii totale de tragere din relaţia (2) să fie egală cu cea din relaţia(6), se deduce lungimea de ţeavă finită posibil de realizat într-un an în funcţie de lungimea totală de tragere L_t:

$$\frac{L_f \cdot q_n}{\lambda_t} \sum_1^n \lambda_p^n = 250 \cdot 10^3 \cdot n_f \cdot V$$

de unde:

$$L_f = \frac{250 \cdot 10^3 \cdot n_f \cdot V \lambda_t}{q_n \sum_1^n \lambda_p^n}$$

Înlocuind valoarea lui q_n din relaţia (5), se obţine :

$$L_f = \frac{250 \cdot 10^3 \cdot n_f \cdot V\lambda_t}{[1{,}05 + 0{,}05\,(n-1)] \sum_1^n \lambda_p^n} \qquad (7)$$

Notînd termenul :

$$\frac{\lambda_t}{[1{,}05 + 0{,}05\,(n-1)] \sum_1^n \lambda_p^n} = C_\lambda$$

relaţia (7) se poate scrie sub forma :

$$L_f = 250 \cdot 10^3\, n_f \cdot V \cdot C_\lambda \qquad (8)$$

Tabela 2

λ_t	n	$q_n = 1{,}05 + 0{,}05\,(n-1)$	$\sum_1^n \lambda_p^n$	$C_\lambda = \frac{\lambda_t}{q_n \cdot \sum_1^n \lambda_p^n}$
1,25	1	1,050	1,25	0,952
1,56	2	1,100	2,81	0,504
1,95	3	1,150	4,76	0,356
2,34	4	1,200	7,10	0,275
3,05	5	1,250	10,15	0,240
3,82	6	1,300	13,97	0,210
4,77	7	1,350	18,74	0,188
5,98	8	1,400	24,92	0,171
7,48	9	1,450	32,40	0,159
9,35	10	1,500	41,75	0,149
11,65	11	1,550	53,40	0,141

În tabela 2 sînt calculate valorile coeficientului C_λ, iar în figura 2 s-a reprezentat grafic curba de variaţie a coeficientului C_λ în funcţie de alungirea totală λ_t.

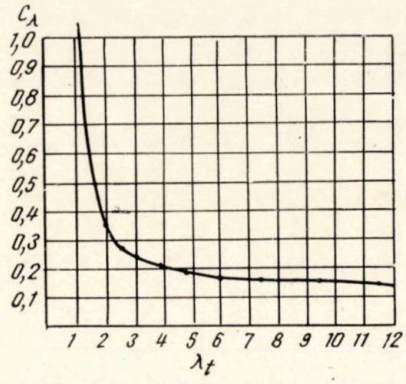


Fig. 2

Dacă se înlocuiesc valorile coeficientului C_λ în relaţia (8) se obţin pentru $n_f = 1$ valorile lungimii de ţeavă finită posibil de realizat în timp de un an în funcţie de viteza de tragere, de alungirea totală, de numărul de trageri şi de consumul specific (tabela 3).

În figura 3 s-a reprezentat grafic variaţia capacităţii anuale de producţie, exprimată în metri, a unui banc de tras la rece pentru

Tabela 3

V, m/min	L_t, m · 10^3	Lungimea finită L_f m · 10^3 pentru : $n_f = 1$										
		C_λ=0,952	C_λ=0,504	C_λ=0,356	C_λ = 0,275	C_λ = 0,240	C_λ = 0.210	C_λ = 0,188	C_λ = 0,171	C_λ = 0,159	C_λ = 0,149	C_λ = 0,141
1	250	238	126	89	69	60	52,5	47	42,8	39,75	37,25	35,25
2	500	476	252	178	138	120	105	94	85,5	79,50	74,50	70,50
3	750	714	378	267	206	180	157,5	141	128,3	119,25	111,75	105,75
4	1 000	952	504	356	275	240	210	188	171	159	149	141
5	1 250	1 190	630	445	344	300	262,5	235	213,8	198,75	186,25	176,25
6	1 500	1 428	756	534	413	360	315	282	256,5	238,50	223,50	211,50
7	1 750	1 666	882	623	481	420	367,5	329	299,3	278,25	260,75	246,75
8	2 000	1 904	1 008	712	550	480	420	376	342	318	298	282
9	2 250	2 142	1 134	801	619	540	472	423	384	357	335	317
10	2 500	2 380	1 260	890	688	600	525	470	427	397	372	352
11	2 750	2 618	1 386	979	756	660	577	517	470	437	409	387
12	3 000	2 856	1 512	1 068	825	720	630	564	513	477	447	423
13	3 250	3 094	1 638	1 157	894	780	682	611	555	516	484	458
14	3 500	3 332	1 764	1 246	963	840	735	658	598	556	521	493
15	3 750	3 570	1 890	1 335	1 031	900	787	705	641	596	558	528
16	4 000	3 808	2 016	1 424	1 100	960	840	752	684	636	596	564
17	4 250	4 046	2 142	1 513	1 169	1 020	892	799	726	675	633	599
18	4 500	4 284	2 268	1 602	1 238	1 080	945	846	769	715	670	634
19	4 750	4 522	2 394	1 691	1 306	1 140	997	893	812	755	707	669
20	5 000	4 760	2 520	1 780	1 375	1 200	1 050	940	855	795	745	705
21	5 250	4 998	2 646	1 869	1 444	1 260	1 102	987	897	834	782	740
22	5 500	5 236	2 772	1 958	1 513	1 320	1 155	1 034	940	874	819	775
23	5 750	5 474	2 898	2 047	1 581	1 380	1 207	1 081	983	914	856	810
24	6 000	5 712	3 024	2 136	1 650	1 440	1 260	1 128	1 026	954	894	846
25	6 250	5 950	3 150	2 225	1 719	1 500	1 312	1 175	1 068	993	931	881
26	6 500	6 188	3 276	2 314	1 788	1 560	1 365	1 222	1 111	1 033	968	916
27	6 750	6 426	3 402	2 403	1 856	1 620	1 417	1 269	1 154	1 073	1 005	951
28	7 000	6 664	3 528	2 492	1 925	1 680	1 470	1 316	1 197	1 113	1 043	987
29	7 250	6 902	3 654	2 581	1 994	1 740	1 522	1 363	1 239	1 152	1 080	1 022
30	7 500	7 140	3 780	2 670	2 063	1 800	1 575	1 410	1 282	1 192	1 117	1 057

cazul cînd acesta lucrează cu unul, două sau trei fire.

Deoarece unitatea de măsură consacrată pentru elaborarea planurilor de producţie în fabricarea de ţevi este tona, se impune ca exprimarea capacităţii anuale de producţie să fie făcută şi în tone. Aceasta se obţine simplu din produsul dintre capacitatea de producţie exprimată în metri şi masa unitară a ţevii în kg/m.

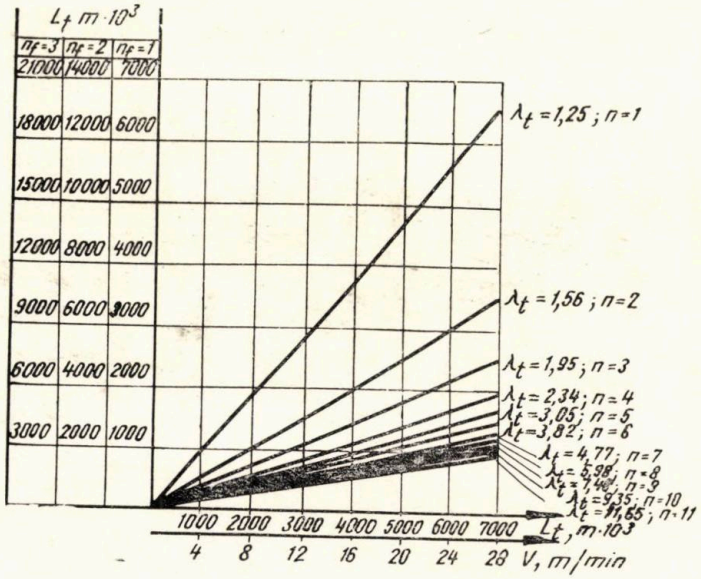


Fig. 3

În figura 4 s-a reprezentat grafic capacitatea de producţie exprimată în tone (Q) în funcţie de capacitatea exprimată în metri şi masa unitară q cuprinsă între 0,1 şi 2,5 kg/m.

Pentru ca interpretarea diferitelor variante să fie cît mai accesibilă, s-a construit diagrama din figura 5, care reprezintă variaţia capaci-

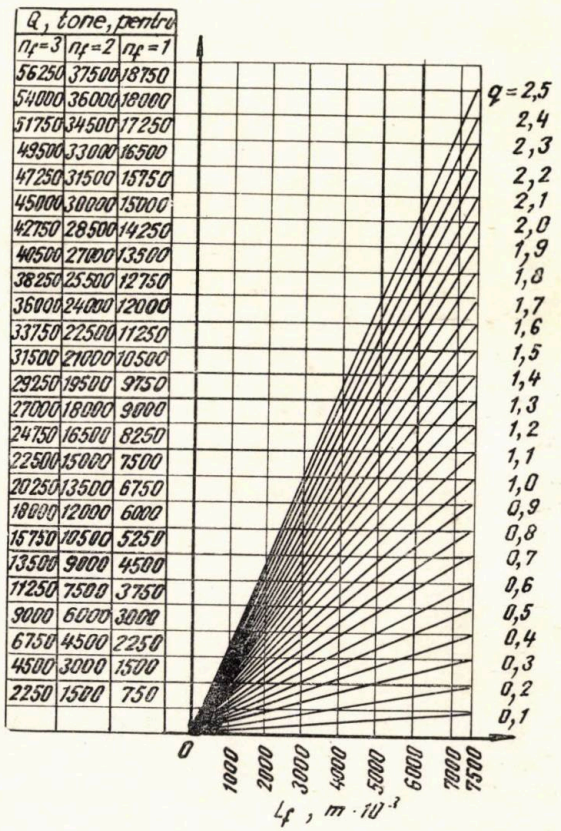


Fig. 4

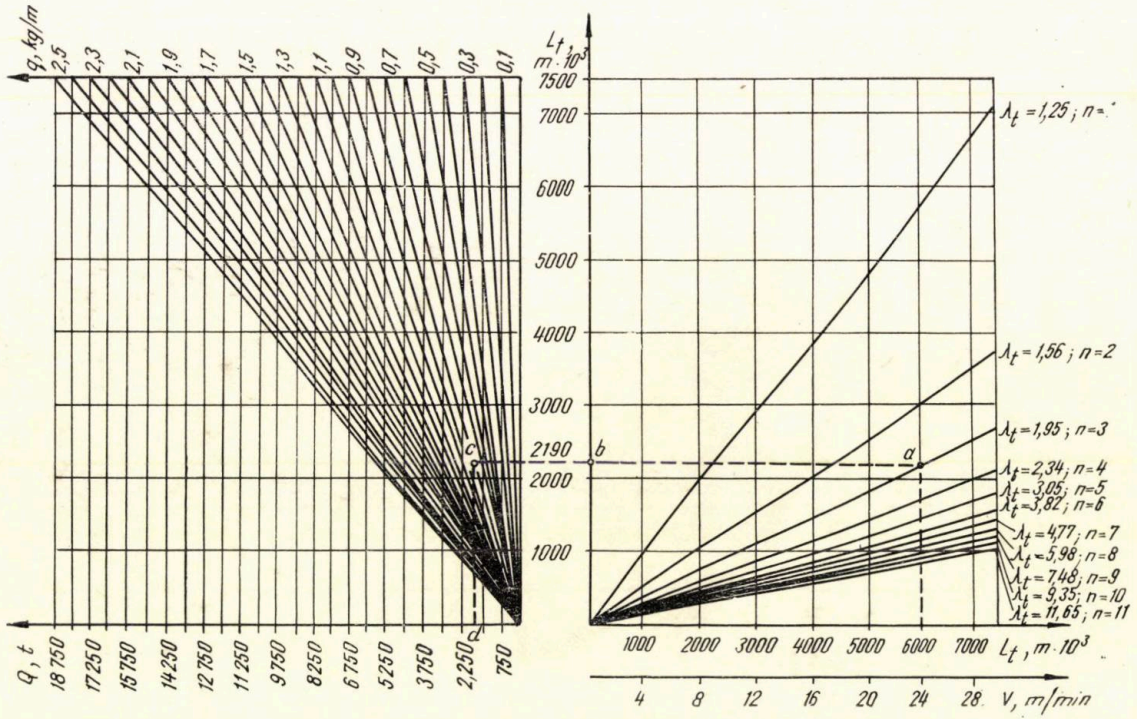


Fig. 5

tăţii de producţie, exprimată în tone şi metri în funcţie de toţi parametrii importanţi care o determină.

Dacă valorile din figura 5, pentru diferite variante, se raportează la timpul efectiv de lucru anual, se obţine producţia specifică exprimată în m/h sau t/h, pentru orice dimensiune de ţeavă, iar din raportul invers rezultă norma de timp în h/t.

Rezultă deci că, pentru stabilirea variantei optime de fabricaţie, elaborarea planurilor de producţie, planificarea operativă şi stabilirea normelor de timp în fabricaţia de ţevi trase la rece se poate utiliza, cu suficientă precizie, diagrama din figura 5, fără a mai fi nevoie de nici un calcul suplimentar.

Pentru exemplificarea interpretării diagramei din figura 5 se ia cazul determinării capacităţii de producţie în metri şi tone a unui banc de tras la rece pentru fabricarea ţevii cu masa unitară $q = 1$ kg/m, viteza de tragere $v = 24$ m/min, coeficientul total de alungire $\lambda_t = 1{,}95$, numărul de trageri $n = 3$ şi numărul de fire $n_f = 1$.

În partea din dreapta a diagramei, în dreptul vitezei de 24 m/min, se ridică o verticală pînă la intersectarea cu dreapta *3*, corespunzătoare alungirii totale $\lambda_t = 1{,}95$ în punctul *a* şi se citeşte pe ordonată în punctul *b* capacitatea anuală de producţie, exprimată în metri ($L_f = 2\,190 \cdot 10^3$ m/an).

Prelungind dreapta *a b* spre stînga pînă la intersecţia cu dreapta corespunzătoare masei unitare $q = 1$ kg/m în punctul *c* şi coborînd o verticală pînă în punctul *d* de pe abscisă, se citeşte capacitatea anuală de producţie, exprimată în tone, $Q = 1\,950$ t/an.

Pentru stabilirea producţiei orare (m/h sau t/h) se raportează L_f şi Q_t la fondul anual de timp ($t_{ef} = 6\,400$ h_{ef}/an) iar din raportul invers rezultă manopera specifică (h/m sau h/t), elemente de bază în normarea tehnică.

STUDIES REGARDING OUTPUT CAPACITY OF COLD-DRAWING EQUIPMENT FOR WELDED TUBES

Running in Metallurgical Plant — Iaşi of two cold-drawing devices (benches) for welded tubes called for investigations in view to provide an optimal load rating.

Output capacity investigation of the cold drawing benches was performed by taking into consideration all main technological parametra.

For an efficient analyse of optimal load rating some simple relationships and diagrams were drawn, function of unit mass and specific elongation.

Application of obtained data in running practice will insure an appropriate output capacity utilization of the high-technique cold-drawing equipment.

ÉTUDE SUR LA CAPACITÉ DE PRODUCTION DES OUTILLAGES DESTINÉS À L'ÉTIRAGE À FROID DES TUBES

Etant donné que l'Usine métallurgique de Jassy possède deux installations pour l'étirage à froid des tubes soudés, on a considéré comme absolument nécessaire d'effectuer certaines recherches afin d'assurer un degré optimum de chargement.

On a abordé le problème concernant la capacité de production des installations d'étirage à froid en tenant compte des principaux paramètres technologiques.

Pour l'analyse opérative du degré de chargement optimum des outillages on a établi quelques relations simples ainsi que des diagrammes, en rapport avec la masse unitaire et le coefficient d'alongement.

L'application dans la production des résultats de l'étude va assurer une utilisation judicieuse de la capacité de production des outillages à grande technicité pour l'étirage à froid des tubes.

Caracteristicile de curgere ale amestecurilor de formare fluide cu autoîntărire*

Dr. ing. E. COHN, dr. ing. C. COSNEANU, dr. ing. L. SOFRONI şi ing. V. PETRESCU

CZ 621.742.4

Toate tipurile de amestecuri de formare posedă într-o formă mai mult sau mai puţin accentuată proprietatea de a curge.

Amestecurile de formare fluide se comportă o perioadă de timp determinată ca lichide (cu viscozitate mare) putînd fi turnate în cutii de miez şi forme. Timpul în care amestecurile au proprietatea de a curge depinde de proporţiile de lianţi, apă, detergenţi, de cantitatea şi modulul soluţiei de silicat de sodiu şi de temperatură.

În fluidele reale în mişcare, ca rezultat al frecării dintre elementele constituente, ia naştere o forţă corespunzătoare de frecare.

Se ştie că între două straturi paralele cu suprafaţa F, situate la distanţa d_y şi care se deplasează între ele cu viteza d_v se dezvoltă forţa P a cărei mărime este, după definiţia lui Newton, proporţională cu coeficientul de frecare interioară, numit şi viscozitate dinamică η :

$$P = \eta \frac{d_v}{d_y} F = \eta RF, \qquad \text{(I)}$$

unde :

$$R = \frac{d_v}{d_y} (\text{sec}^{-1}) \qquad \text{(II)}$$

este gradientul de viteză şi reprezintă reopanta unui fluid sau căderea de tensiune de forfecare.

Pentru lichidele normal vîscoase, dinamica fluidelor este exprimată de legea lui Newton :

$$\tau = \eta R \frac{\text{dyn}}{\text{cm}^2} \qquad \text{(III)}$$

Relaţiile de mai sus sînt valabile pentru lichidele newtoniene, adică acelea la care există o proporţionalitate între τ şi R [1].

În cazul în care coeficientul de viscozitate η este o funcţie neliniară de τ, lichidele prezintă anomalii de curgere şi se numesc lichide nenewtoniene, caracterizate prin următoarea relaţie :

$$\tau = \eta(\tau) R \qquad \text{(IV)}$$

Forma acestei funcţii este diferită la diverse categorii de fluide, fiecare din acestea supunîndu-se legilor de frecare distincte. În diferite puncte de pe curba de curgere a unui fluid există mai multe valori ale raporturilor dintre tensiunea de forfecare şi reopantă la care se respectă egalitatea $\frac{\tau}{R} = \eta$, ceea ce permite deducerea dependenţei viscozităţii de gradientul de viteză (reopantă) şi tensiunea de forfecare.

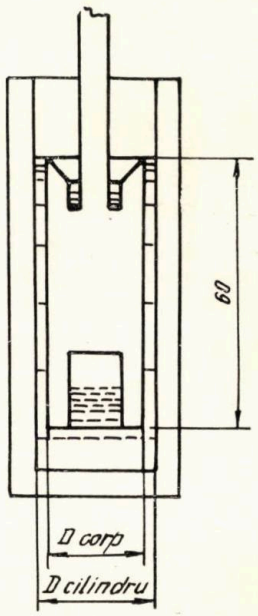


Fig. 1

Pentru determinarea caracteristicilor de curgere ale amestecurilor fluide cu autoîntărire s-au determinat experimental, cu ajutorul aparatului Rotovisco, tensiunile de forfecare şi viscozităţile aparente [$\eta = f(\tau)$] la diferite valori ale reopantei [2],[3].

Determinările s-au făcut utilizîndu-se capul rotitor tip SV_1 (fig. 1) şi respectîndu-se condiţiile de măsurare :

$$\frac{D_{corp\ rotitor}}{D_{cilindru}} > 0{,}85$$

În acest mod s-au determinat pentru amestecurile fluide pe bază de ciment-silicat de sodiu, dolomita, zgura şi cimentul-apă (preparate conform reţetelor indicate în tabela 1) şi valorile tensiunilor de forfecare, ale reopantei şi ale viscozităţii aparente, arătate în tabela 2.

* Autorii mulţumesc pe această cale tov. ing. H. Pascal de la Institutul de mecanica fluidelor al Academiei R. S. România pentru sprijinul acordat la interpretarea rezultatelor.

Tabela 1

Componenţii amestecului	Tipul amestecului			
	Ciment-silicat de sodiu	Dolomită	Zgură	Ciment-apă
Nisip cuarţos, %	96	96	94	90
Agent de întărire, %	4	4	6	10
Silicat de sodiu, %	6,5	6,5	6,5	—
Detergent, %	0,2	0,4	0,15	0,3
Apă, %	2,5	2,5	2	8,0
Modulul silicatului de sodiu, %	1,9	1,9	3,1	—
NaOH, %	—	0,3	—	—
Tipul cimentului	M-400	—	—	RIM 300
Tripolifosfat de sodiu %	—	—	—	3

Valoarea reopantei R se determină din raportul dintre constanta caracteristică a capului rotitor şi viteza de rotaţie a acestuia. Tensiunea de forfecare τ se obţine ca rezultat al produsului dintre constanta aparatului (capului rotitor SV_1) şi valorile S indicate de microampermetrul instalaţiei:

$$\tau = 25{,}1 \times S, \text{ dyn/cm}^2$$

ment-apă; *3* — dolomită; *4* — ciment - silicat de sodiu).

Analizîndu-se alura curbelor rezultate se poate trage concluzia că amestecurile fluide cu autoîntărire sînt fluide cvasiplastice, cu prag de tensiune de forfecare (τ_0).

În acest caz relaţia (IV) devine [4], [5], [6]:

$$\tau - \tau_0 = \eta(\tau)\, R \qquad (V)$$

Relaţia (V) se mai poate scrie sub forma:

$$\frac{\tau - \tau_0}{\eta(\tau)} = R \qquad (VI)$$

sau

$$R = f(\tau) = a(\tau - \tau_0)^n \qquad (VII)$$

unde a şi n sînt constante ale stării respective.

Relaţia (VII) se mai poate scrie şi în forma:

$$\tau - \tau_0 = AR^m, \qquad (VIII)$$

Tabela 2

R	Amestecul cu ciment -silicat de sodiu			Amestecul cu dolomită			Amestecul cu zgură			Amestecul cu ciment-apă		
	S, μA	τ, dyn/cm²	η, poise	S, μA	τ, dyn/cm²	η, poise	S, μA	τ, dyn/cm²	η, poise	S, μA	τ, dyn/cm²	η, poise
2,73	8,8	218	80	8,35	208	76	14	352	120	13	327	119
5,41	11,3	280	51,6	8,8	220	40,7	15	376	69	15	377	69
8,19	13,3	330	40,2	13,2	330	40,3	20	502	62	18	453	55
16,35	17,2	430	26,3	18,8	470	29	26	652	40	22	552	34
24,50	19,5	490	20	20,4	560	22,9	35	810	36	26	652	26,5
49	26	650	13,3	28,4	710	14,5	45	1 130	23	33	830	17
73	31,2	780	10,6	36,2	910	12,4	55	1 380	18,8	40	1 004	14
147,2	39,6	990	6,7	50,5	1 260	8,6	75	1 880	13,2	54	1 358	9,5
221	46,2	1 150	5,2	59	1 475	6,7	85	2 130	9,6	65	1 615	7,25
441	51,5	1 280	2,9	84	2 100	4,75	100	2 510	5,7	85	2 130	4,85

unde

$$A = a^{1/n}$$

$$m = -\frac{1}{n}$$

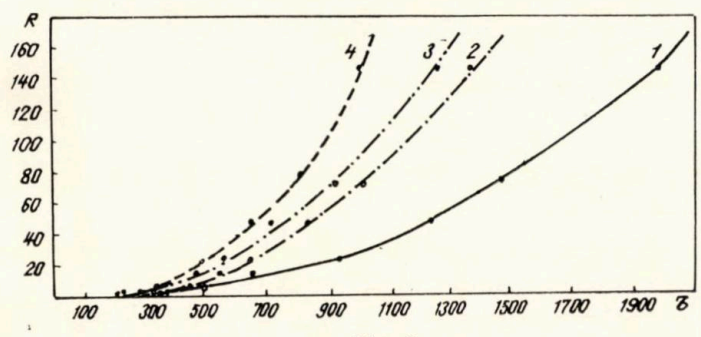


Fig. 2

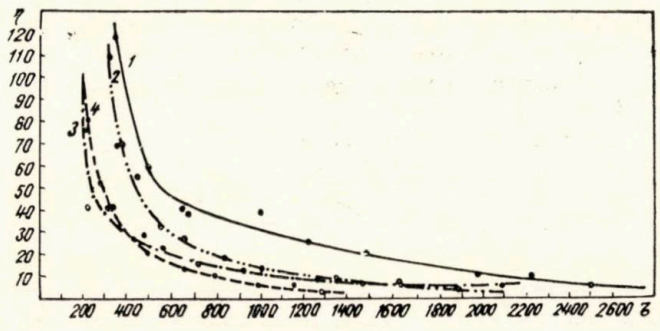


Fig. 3

Pe baza valorilor experimentale obţinute şi prezentate în tabela 2 se trasează curbele de curgere (fig. 2) şi viscozitate (fig. 3) ale amestecurilor fluide studiate (*1* — zgură; *2* — ci-

Înlocuind valoarea τ cu cea din relaţia (III) rezultă:

$$\eta - \eta_0 = AR^{m-1} \qquad (IX)$$

Adică la $m > 1$ viscozitatea se mărește cu creșterea reopantei, iar la $m < 1$ scade. Din tabela 2 rezultă că $m < 1$.

Prin rezolvarea unui sistem de două ecuații cu două necunoscute de forma:

$$\tau_1 = AR_1^m$$

$$\tau_2 = AR_2^m,$$

unde τ_1, τ_2, R_1 și R_2 rezultă din tabela 2, se determină valorile lui A și m pentru fiecare tip de amestec preparat.

Egalînd pe R din relațiile (VIII) și (IX) rezultă:

$$\tau - \tau_0 = B(\eta - \eta_0)p, \qquad (X)$$

unde

$$B = A^{\frac{1}{m}-1}$$

$$p = \frac{m}{m-1}$$

Procedînd la fel ca în cazul curbelor de curgere, se află valorile lui B și p. Pentru amîndouă tipurile de ecuații valorile pentru A, m, B și p sînt date în tabela 3.

Tabela 3

Tipul amestecului	Ciment-silicat de sodiu	Dolomită	Zgură	Ciment-apă
A	148	132	170	155
m	0,38	0,45	0,32	0,36
B	2 898	5 003	6 424	5 344
p	0,59	0,74	0,51	0,58

Ecuația curbelor de curgere arată că la valori mici ale gradientului de viteză (reopantei), tensiunile de forfecare τ au valori mici și aproximativ egale la diferite tipuri de amestecuri.

La valori mari ale reopantei corespunde o diferențiere a valorilor tensiunii de forfecare la amestecurile studiate. Astfel, amestecul cu ciment-silicat de sodiu prezintă o creștere mică a tensiunii de forfecare în comparație cu amestecurile cu zgură la aceeași creștere a reopantei.

Ca semnificație fizică, frecarea interioară este mai mică la amestecurile cu ciment-silicat de sodiu decît la amestecurile cu zgură, din care cauză primul posedă o capacitate de curgere mai mare și, prin urmare, asigură o mai bună umplere a formelor și cutiilor de miez.

Examinînd curbele de viscozitate (fig. 3) se observă o intersecție a curbelor ce reprezintă amestecul de ciment-silicat de sodiu și dolomită. Acest fapt arată că, la valori ale tensiunii de forfecare sub 420 dyn/cm², amestecul cu dolomită curge mult mai ușor decît cel cu ciment-silicat de sodiu, ceea ce se explică prin viscozitatea aparentă mult mai mică a amestecului cu dolomită. Peste această valoare curgerea este mai bună la amestecul cu ciment-silicat apoi la amestecul cu dolomită, ciment-apă și zgură.

Ecuația curbelor de viscozitate este ecuația unor curbe asimptotice. Mărimile asimptotice reprezintă valorile pragurilor de tensiune de forfecare dinamice și ale viscozităților amestecurilor (fig. 3).

Lichidele cu prag de tensiune se caracterizează prin aceea că pentru a curge trebuie să depășească cu o valoare anumită forța de frecare interioară a amestecului fluidificat. Această valoare reprezintă pragul de tensiune de forfecare dinamică τ_0.

În tabela 4 se prezintă pragurile tensiunii de forfecare dinamică și viscozitățile rezultate ca mărimi asimptotice.

Tabela 4

Tipul amestecului	Ciment-silicat de sodiu	Dolomită	Zgură	Ciment-apă
Prag de tensiune de forfecare dinamică, dyn/cm²	200	150	275	225
Viscozitate, poise	2,9	4,75	5,7	4,85

Valoarea pragului tensiunii de forfecare dinamică τ_0 depinde de: proporțiile de agent întăritor, apă și detergent; cantitatea și modulul silicatului de sodiu; timpul de amestecare; temperatura amestecului de formare; granulația nisipului și forma grăunților.

Influența parametrilor de bază asupra pragului de tensiune este arătată, pentru fiecare tip de amestec de formare studiat, în figurile *4*, *a*, *b*, *c* și *d* (fig. 4, *a*: *1* — silicat 1—9%; *2* — detergent 0,1—0,9%; *3* — modulul silicatului de sodiu 1,6 — 2,4; *4* — ciment 1—9%; *5* — apă 1—9%; *6* — timp de amestecare 1—9 min; fig. 4, *b*: 1 — detergent 0,1—0,9%; *2* — apă 1 — 9%; *3* — NaOH 0,1 — 0,9%; *4* — timp de amestecare 1 — 9 min; *5* — silicat de sodiu 1—9%; *6* — modulul silicatului de sodiu; *7* — dolomită 1 — 9%; fig. 4, *c*: *1* — detergent 0,1—0,9%; *2*—zgură 1—9%; *3*—apă 1—9%; *4*— silicat de sodiu 1—9%; *5* — modulul silicatului de sodiu 2,2 — 3,0; fig. 4, *d*: *1* — apă 1—12%; *2* — timp de amestecare 1 —12 min; *3* — ciment 1 — 12%; *4* — tripolifosfat de sodiu 1 — 12%; *5* — detergent 0,1 — 1,2%).

În figura 5 se arată influența temperaturii asupra pragului tensiunii de forfecare dinamică a amestecurilor cu ciment-silicat de sodiu.

Pragul tensiunii de forfecare dinamică variază cu tipul agentului de întărire și este dependent de proporțiile celorlalți componenți (fig. 4, *a*, *b*, *c* și *d*).

După cum se constată, adaosurile de apă, detergent și silicat de sodiu coboară pragul de tensiune al amestecurilor, contribuind la acce-

lerarea fluidificării, în timp ce proporțiile de agent întăritor, timpul de malaxare și modulul silicatului de sodiu au o acțiune inversă, ridicînd pragul de tensiune de forfecare.

ditatea 90 — 100 mm), între 200 și 300 dyn/cm² curgerea este bună (fluiditatea 80 — 90 mm), iar la valori mai mari de 300 dyn/cm² curgerea este grecaie (fluiditatea < 80 mm).

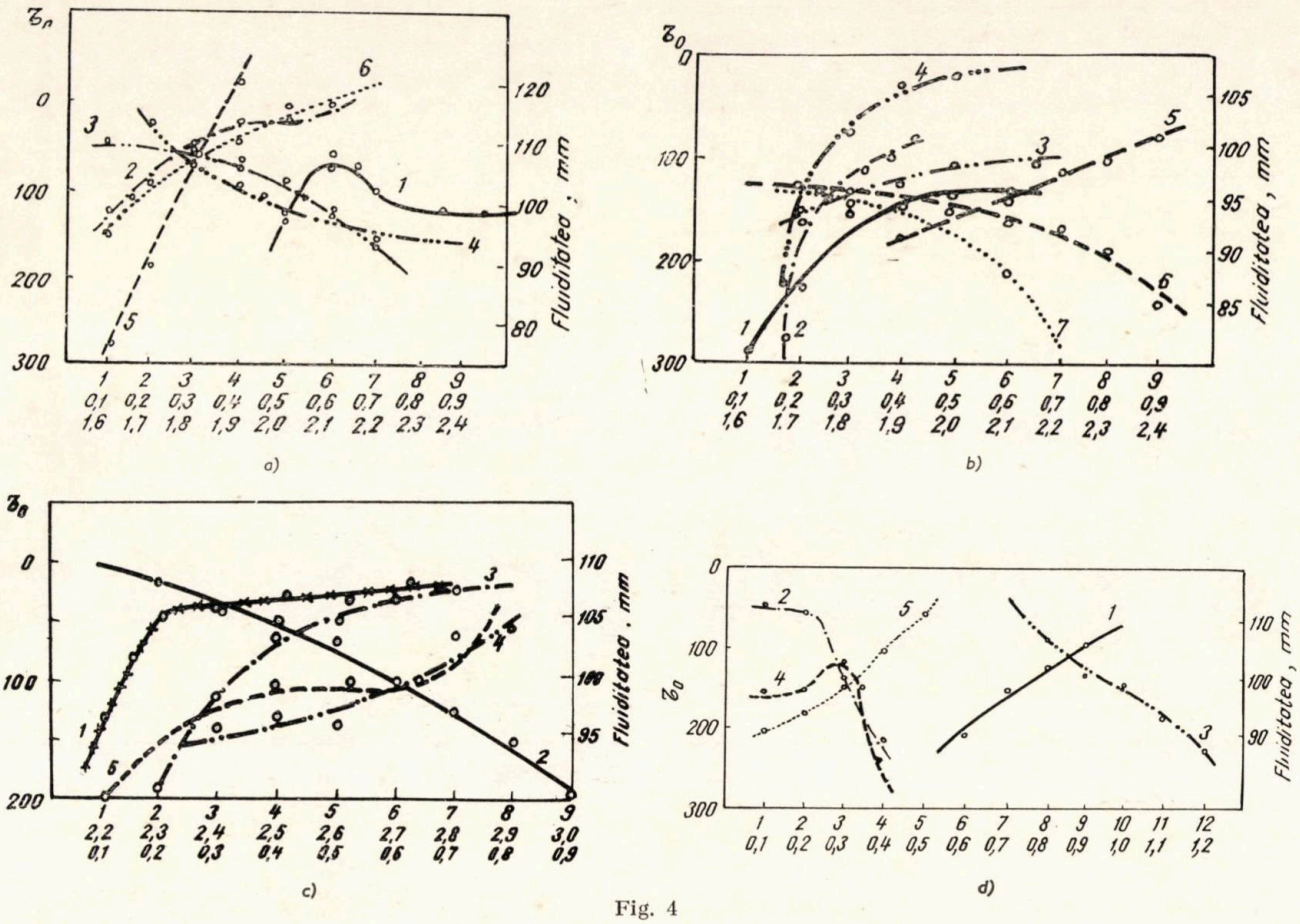


Fig. 4

Prin realizarea unui echilibru între toți componenții se pot obține amestecuri fluide cu diferite perioade de întărire.

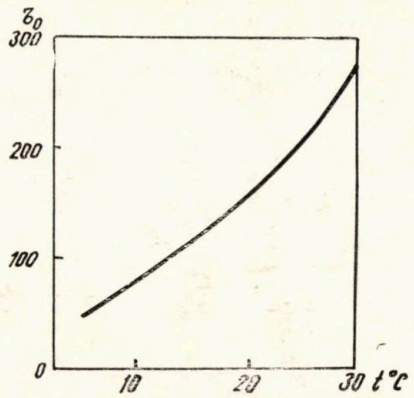


Fig. 5

Fluiditatea este exprimată de diametrul probei rezultate prin turnarea amestecului de formare dintr-o formă cilindrică, cu diametrul de 50 mm și înălțimea de 130 mm.

În figura 6 se arată influența pragului de tensiune de forfecare dinamică asupra parametrilor A și m.

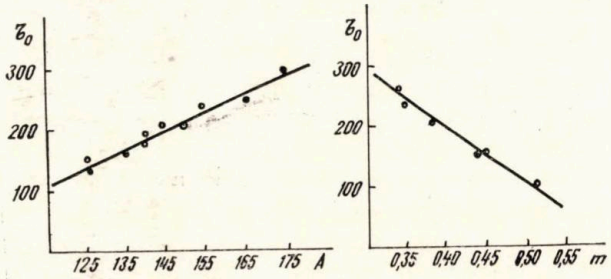


Fig. 6

Din datele experimentale obținute rezultă că amestecurile de formare, care au valori ale pragului tensiunii de forfecare dinamică pînă la 200 dyn/cm², au o curgere foarte bună (fluiO relație similară există și între coeficienții B, p și τ_0.

Pentru asigurarea fluidificării corespunzătoare a amestecurilor de formare este necesară

și depășirea pragului tensiunii de forfecare statică, ce reprezintă forța interioară de frecare, care trebuie învinsă de activitatea superficială a detergenților și de acțiunea de plastifiere a soluției lichide.

Valorile pragului tensiunii de forfecare statică sînt arătate în tabela 5 și au fost determi-

Tabela 5

Tipul amestecului	Ciment-silicat de sodiu	Zgură	Dolomită	Ciment-apă
Pragul de tensiune statică, dyn/cm²	1 100	980	1 480	1 380

nate, de asemenea, cu ajutorul aparatului Rotovisco, la stările de pierdere a fluidității amestecurilor.

Așadar, pentru fluidificarea amestecurilor de formare este necesară depășirea pragului tensiunii de forfecare statică, iar pentru asigurarea curgerii libere a acestora în forme și cutii de miez este obligatorie depășirea pragului tensiunii de forfecare dinamică.

În tabela 6 sînt prezentate valorile însumate ale celor două praguri de tensiune pentru tipurile de amestecuri studiate.

Tabela 6

Tipul amestecului de formare	Zgură albă-silicat de sodiu	Ciment-silicat de sodiu	Dolomită-silicat de sodiu	Ciment-apă
Pragul de tensiune statică, dyn/cm²	275	200	150	225
Pragul de tensiune dinamică, dyn/cm²	980	1 100	1 480	1 380
Pragul total de tensiune, dyn/cm²	1 255	1 300	1 630	1 605
Fluiditatea, mm	90	100	95	95
Cantitatea de lichide adăugate, %	8,65	9,20	9,40	8,30

Din datele prezentate rezultă că la amestecurile de formare pe bază de silicat de sodiu-agent de întărire există o dependență directă între valorile pragului total de tensiune și cantitatea de lichide adăugate (silicat de sodiu-apă-detergent) pentru aceeași fluiditate. Astfel, cu cît pragul total de tensiune este mai mare, cu atît cantitatea de lichide adăugate pentru obținerea aceleiași fluidificări a amestecului de formare este mai mare.

În cazul amestecului de formare fluid pe bază de ciment-apă, valorile obținute sînt diferite, datorită lipsei silicatului de sodiu.

Valorile experimentale (tabela 6) obținute sînt valabile numai pentru rețetele optime ale tipurilor de amestecuri fluide studiate, ele fiind o primă contribuție la stabilirea condițiilor generale necesare pentru asigurarea curgerii oricărui tip de amestec de formare-miezuire, în ansamblul eforturilor care se fac pentru eliminarea totală a procesului de îndesare mecanică.

BIBLIOGRAFIE

[1] Teoreanu I. *Tehnologia lianților și betoanelor.* București, Editura didactică și pedagogică, 1967, p. 161.

[2] Hofman E. și Nobin K. *Arhiv für das Eisenhüttenwesen*, nr. 4, 1961, p. 169.

[3] Solomon M. *Viscozimetrie și elemente de teorie a viscozității.* București, Editura tehnică, 1958, p. 126.

[4] Corbu-Munteanu M., Teoreanu I. și Thaler M. Bul. Institutului politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej", nr. 3, 1965, p. 37.

[5] Dellyes R. Rev. mat. de construction, nr. 466–67, 1954, p. 163.

[6] Nicolaescu M. Revista construcțiilor și materialelor de construcții, nr. 4, 1954, p. 35.

FLOW CHARACTERISTICS OF SELF-SETTING FLUID MOULDING MIXTURES

The paper analyses flow and viscosity curves for main types of fluid moulding mixtures; it resulted that the latter are quasiplastic fluids, with dynamic shearing stress threshold.

Flowing characteristics of fluid mixtures were established as well as dynamic (τ_0) and static stress thresholds. It is emphasized that when static stress threshold is surpassed, moulding mixtures become fluid and when dinamic threshold is surpassed, flow becomes possible.

LES CARACTÉRISTIQUES DE COULAGE DES SABLES DE MOULAGE FLUIDES À AUTODURCISSEMENT

On a étudié les courbes de coulage et la viscosité des principaux types de sables de moulage fluides d'où il a resulté que ces sables de moulage sont des fluides cvasiplastiques, ayant un palier de tension dynamique de cisaillement.

On a établi les caractéristiques de coulage des sables de moulage fluides ainsi que leurs paliers de tension dynamique (τ_0) et statique. On a démontré que si le palier de tension statique des sables de moulage est dépassé, ceux-ci deviennent fluides et que si le palier de tension dynamique est dépassé, le coulage devient possible.

Consideraţii privind desulfurarea fontelor cu amestec de carbonat de calciu şi carbonat de sodiu

Ing. N. ŢÂRLOIU
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 621.745.551.4 : 622.335.1 : 546.264 – 33

În scopul îmbunătăţirii calităţii pieselor turnate, cercetările din diferite ţări s-au axat pe găsirea unor procedee adecvate pentru desulfurarea fontelor. Referitor la condiţiile de desulfurare, cît şi la randamentele obţinute, literatura de specialitate indică o multitudine de rezultate, în funcţie de agentul desulfurant, de procedeele folosite şi de condiţiile în care se execută desulfurarea [1], [2], [3], [4], [5], [6].

Procedeul de desulfurare aplicat în prezent în România cu rezultate satisfăcătoare este cel care foloseşte ca desulfurant carbonatul de sodiu sub formă de pulbere. În acest caz randamentul desulfurării η_s este de 40 — 50%, la un conţinut iniţial de sulf de 0,09 — 0,12% [2].

Utilizarea acestui procedeu prezintă însă următoarele dezavantaje : zgura sodică, rezultată după adăugarea desulfurantului, este foarte fluidă şi greu de îndepărtat de pe suprafaţa fontei lichide, la turnare existînd pericolul ca aceasta să pătrundă în piese ; îndepărtarea zgurei fluide provoacă importante pierderi de timp şi de temperatură ; vicierea atmosferei turnătoriei cu pulbere fină de carbonat de sodiu.

În vederea eliminării acestor neajunsuri s-au efectuat experimentări de desulfurare a fontei cu amestecuri de carbonat de calciu şi carbonat de sodiu sub formă de granule, provenite din reziduurile obţinute la fabricarea sodei. Adăugarea desulfurantului în oală, sub formă de granule, este favorabilă şi elimină prăfuirea supărătoare a sodei [6].

S-a urmărit comportarea a opt mostre de amestec granulat, cu diferite proporţii între carbonatul de calciu şi carbonatul de sodiu (tabela 1).

Dintre acestea, patru conţin adaos de praf de cocs. Utilizarea prafului de cocs are în primul rînd rolul de reducător, în reacţia de desulfurare, adăugîndu-se un exces de 1% peste cantitatea calculată stoechiometric, pentru reducerea oxidului de sodiu.

Pentru a cunoaşte condiţiile cele mai favorabile în vederea obţinerii randamentului maxim de desulfurare, s-a urmărit influenţa principalilor parametri : cantitatea de desulfurant ; temperatura optimă a fontei în timpul procesului de desulfurare ; conţinutul iniţial şi final de sulf, al fontei ; randamentul desulfurării.

Înainte de utilizarea celor opt amestecuri, s-a determinat granulaţia şi temperatura de înmuiere. Rezultatele obţinute în urma unor încercări preliminare de desulfurare, efectuate cu aceste amestecuri, au arătat că mărimea granulelor are o mare influenţă asupra valorilor randamentului de desulfurare. Introducînd în fonta topită granule mai mari decît 5 mm, s-a constatat că o bună parte din acestea se regăsesc ca atare în zgura îndepărtată de pe suprafaţa fontei din oală. De aceea, pentru efectuarea încercărilor s-a ales granulaţia cuprinsă între 1 şi 5 mm, realizată prin sfărîmarea granulelor, după care a

Tabela 1

Notaţia amestecurilor	Compoziţia chimică, %							
	$CaCO_3$	Na_2CO_3	CaO	$CaSO_4$	NaCl	SiO_2	R_2O_3	Cocs
1	34,830	61,588	2,186	0,689	0,355	0,178	0,170	—
2	46,006	50,803	2,056	0,088	0,411	0,411	0,212	—
3	53,742	41,834	3,495	0,072	0,216	0,307	0,328	—
4	61,128	35,065	2,669	0,078	0,217	0,319	0,413	—
5	41,120	58,872	—	—	—	—	—	4,39
6	49,982	49,965	—	—	—	—	—	3,82
7	61,535	38,378	—	—	—	—	—	3,26
8	71,574	28,391	—	—	—	—	—	2,69

rezultat compoziția granulometrică prezentată în tabela 2.

Tabela 2

Notația amestecurilor	Granulația, %			
	1–2 mm	2–3 mm	3–4 mm	4–5 mm
1	48,3	20,2	21,0	10,5
2	36,73	18,9	26,65	16,95
3	42,3	19,9	22,4	15,8
4	43,5	22,9	21,4	12,2
5	39,0	15,6	20,2	15,2
6	39,5	18,0	22,5	20,0
7	39,2	18,8	18,0	22,0
8	50,8	15,2	19,6	14,4

Temperaturile de înmuiere ale amestecurilor urmărite au fost determinate într-un cuptor vertical încălzit cu rezistență de silită. Temperatura s-a măsurat la suprafața materialului, cu ajutorul unui termocuplu Ni—Cr—Ni.

Rezultatele determinărilor sînt prezentate în tabela 3.

Tabela 3

Notația amestecurilor	Intervalul de înmuiere
1	760—770°C
2	770—780°C
3	780—790°C
4	800—810°C
5	730—740°C
6	740—750°C
7	760—770°C
8	765—775°C

Încercările de desulfurare au fost efectuate utilizîndu-se o fontă cu următoarea compoziție chimică: 3,97% C; 2,23% Si; 0,64% Mn; 0,06 — 0,09% S; 0,10% P.

Proporția de desulfurant adăugat din fiecare amestec a variat de la 0,4 — 0,8% la 1,2%, raportată la cantitatea de fontă lichidă, la temperaturi diferite ale fontei, de 1350, 1400 și 1450°C, deci pentru fiecare amestec au fost efectuate nouă încercări. Temperatura fontei înainte de desulfurare a fost măsurată cu un termocuplu de imersie PtRh—Pt.

Încercările de desulfurare s-au efectuat în oala de turnare de 50 kg. Desulfurantul a fost introdus la partea inferioară a oalei, după care s-a acoperit cu o tablă avînd grosimea de 0,5 mm, pentru a împiedica ridicarea rapidă a acestuia la suprafața fontei lichide. Timpul de menținere a fontei în contact cu zgura rezultată la desulfurare a fost de două minute.

S-au luat probe de fontă înainte și după desulfurare, care au servit pentru determinarea conținutului de sulf inițial S_i și final S_f. Rezultatele obținute sînt prezentate în tabela 4.

La calculul randamentului de desulfurare s-a utilizat relația:

$$\eta_s = \frac{S_i - S_f}{S_i} \times 100, \%$$

În figurile 1, *a*, *b* și *c* sînt prezentate, prin curbele 1, *2*, *3* și *4* (notația corespunzătoare amestecurilor fără cocs, conform tabelei 1), variațiile gradului de desulfurare η_s în funcție de proporția de desulfurant folosit din fiecare amestec și de temperaturile de lucru (*a* — 1 350°C; *b* — 1 400°C; *c* — 1 450°C).

În același mod sînt prezentate, în diagramele din figura 2 (*a*, *b*, *c*), rezultatele pentru amestecurile cu cocs, notate cu *5*, 6, *7*, *8* (conform tabelei 1).

Din studiul diagramelor se constată că, dacă se ține seamă de variația randamentului de desulfurare în funcție de cantitatea de amestec granulat, valorile cele mai mari ale randamentului de desulfurare se obțin în cazul utilizării unei proporții de 1,2% desulfurant.

În funcție de temperatură se constată că valorile cele mai mari ale randamentului de desulfurare se realizează în cazul în care temperatura fontei este de circa 1 400°C (fig. 1, *b* și fig. 2,*b*).

Tabela 4

Conținutul de sulf inițial S_i, %	Amestecuri fără cocs								Amestecuri cu cocs								Temperatura fontei, °C	Proporția de desulfurant, %
	1		2		3		4		5		6		7		8			
	S_f, %	η_s, %	S_f, %	η_s, %	S_f, %	η_s, %	S_f, %	η_s, %	S_f, %	η_s, %	S_f, %	η_s, %	S_f, %	η_s, %	S_f, %	η_s, %		
0,073	0,059	19,1	0,058	20,5	0,062	15,0	0,060	17,8	0,061	16,5	0,059	19,1	0,063	13,7	0,057	21,9	1 350	0,4
0,06	0,049	18,3	0,050	16,6	0,047	21,6	0,047	21,6	0,047	21,6	0,043	28,3	0,047	21,6	0,042	30,0	1 400	0,4
0,062	0,048	22,5	0,051	17,9	0,050	19,3	0,048	22,5	0,050	19,3	0,053	14,5	0,048	22,5	0,053	14,5	1 450	0,4
0,091	0,070	22,4	0,068	25,3	0,070	23,0	0,074	18,6	0,068	25,2	0,064	29,0	0,064	29,0	0,060	34,0	1 350	0,8
0,073	0,055	24,6	0,052	29,0	0,054	26,0	0,056	23,3	0,054	26,0	0,052	29,0	0,056	23,7	0,050	31,5	1 400	0,8
0,077	0,059	22,0	0,052	32,4	0,058	24,6	0,062	19,5	0,062	19,4	0,060	23,3	0,056	27,2	0,063	18,2	1 450	0,8
0,080	0,051	36,0	0,049	38,7	0,055	31,2	0,058	27,5	0,051	36,2	0,043	46,2	0,053	33,7	0,055	30,1	1 350	1,2
0,069	0,040	42,0	0,039	44,9	0,041	40,5	0,044	36,2	0,039	43,4	0,039	43,4	0,040	42,0	0,044	36,2	1 400	1,2
0,071	0,046	35,2	0,044	38,0	0,050	29,5	0,052	26,8	0,047	33,8	0,042	40,8	0,048	32,4	0,045	36,6	1 450	1,2

Comparînd diagramele din figura 1 (*a*, *b*, *c*) cu cele din figura 2 (*a*, *b*, *c*) se constată că adaosul de praf de cocs în amestecul desulfurant influenţează în măsură mică valoarea randamentului de desulfurare.

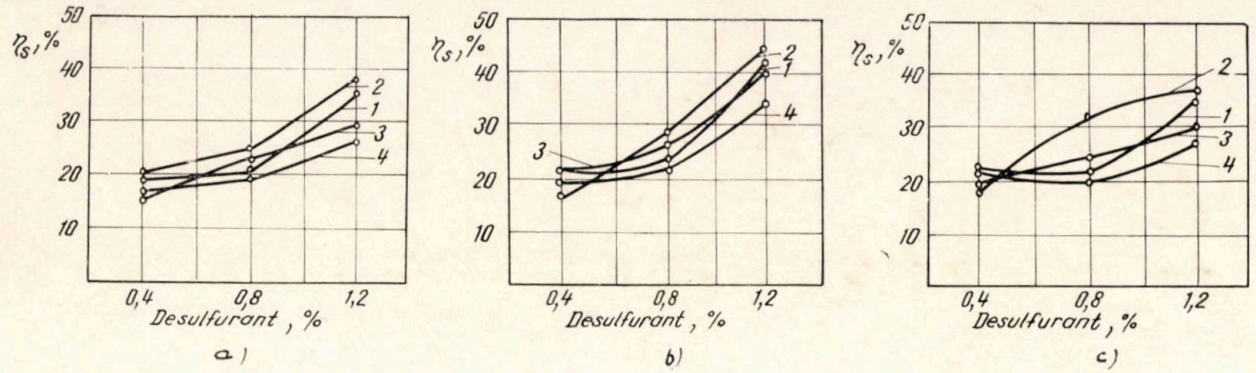


Fig. 1

Luînd în considerare cei doi parametri, temperatura şi cantitatea de desulfurant, se observă că valorile randamentului de desulfurare sînt mai mari şi mai uniforme pentru 1,2% desulfurant (fig. 2, *b*).

În figura 3 (*a*, *b*, *c*) sînt prezentate, prin curbele *1*, *2*, *3*, *4* (notaţia corespunzătoare amestecurilor fără cocs, conform tabelei 1), variaţiile randamentului de desulfurare în funcţie de temperaturile urmărite, pentru proporţiile de desulfurant:

a — 0,4%; b — 0,8%; c — 1,2%.

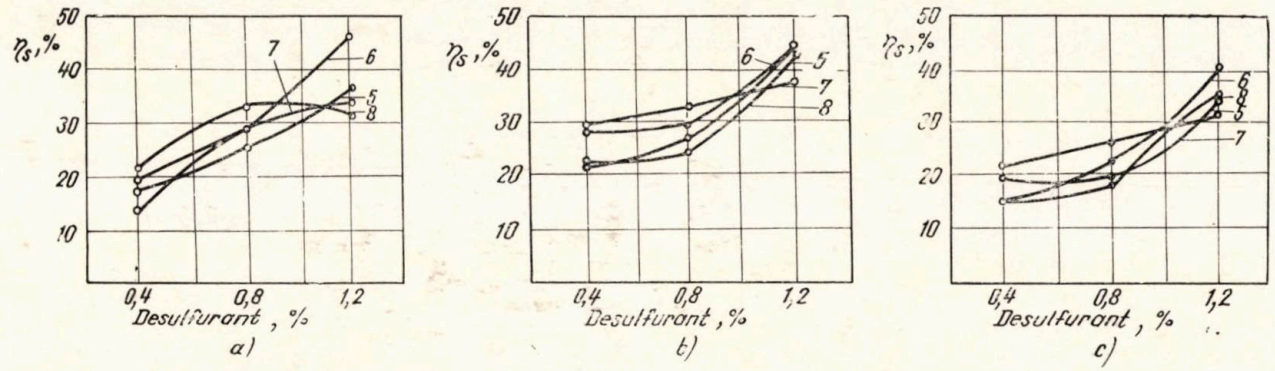


Fig. 2

Acelaşi lucru s-a urmărit şi la amestecurile cu adaos de praf de cocs, notate cu *5*, *6*, *7*, *8* în tabela 1 (fig. 4, *a*, *b*, *c*).

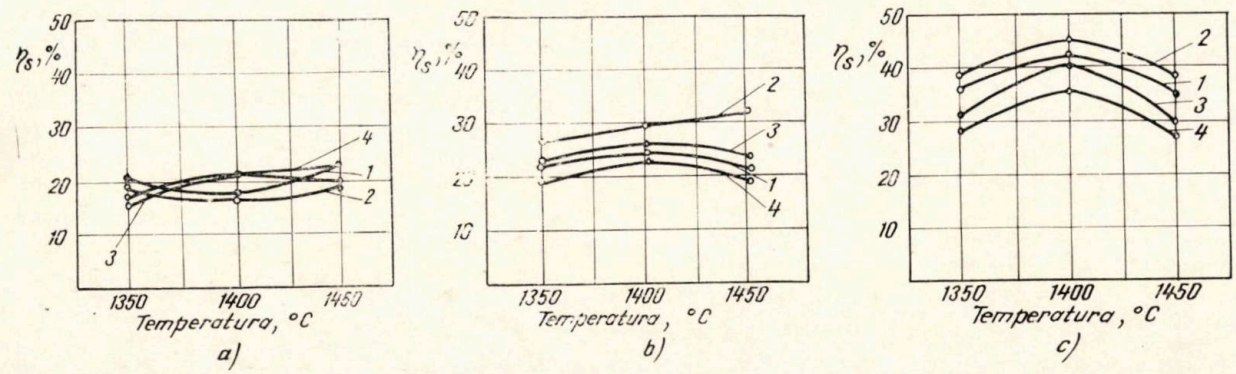


Fig. 3

Curbele din figura 3 (*a*, *b*, *c*) şi 4 (*a*, *b*, *c*) reprezintă variaţia randamentului de desulfurare cu temperatura fontei.

Se constată, în general, că randamentul desulfurării creşte o dată cu creşterea temperaturii de la 1 350 la 1 400°C, după care acesta

scade în intervalul de 1 400 — 1 450°C. Curbele trasate scot în evidenţă un maxim al valorilor randamentului de desulfurare în jurul temperaturii de 1 400°C. Aceasta se poate explica prin aceea că, la temperaturi mai mici de 1 400°C,

— Randamentele de desulfurare cele mai mari se realizează în cazul utilizării unei proporţii de 1,2% desulfurant, avînd granulaţia cuprinsă între 1 şi 5 mm şi compoziţia chimică apropiată de cea a amestecurilor 1 şi 5 (tabela 1);

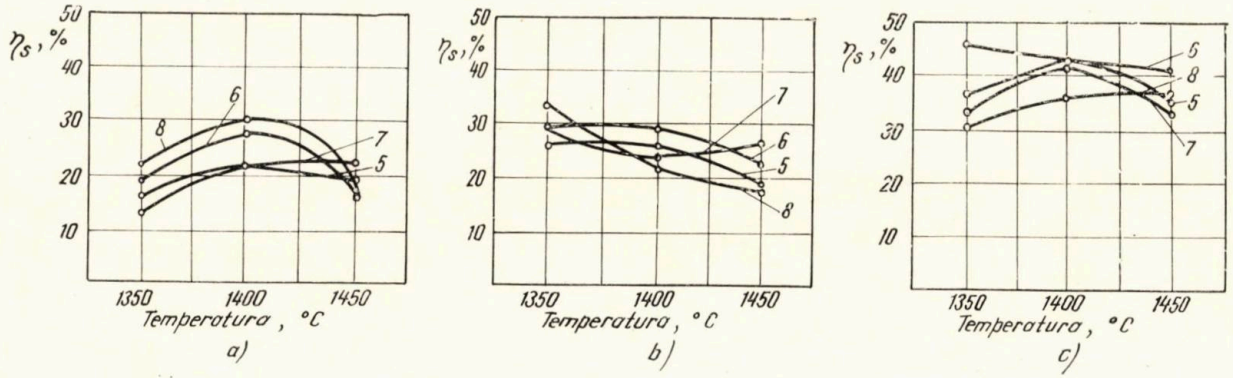


Fig. 4

agitarea băii de metal este redusă ca urmare a micşorării fluidităţii fontei, precum şi datorită scăderii de temperatură cauzate de reacţiile endoterme care au loc în timpul procesului de desulfurare. La temperaturi mai mari de 1 400°C, pe de o parte are loc o topire bruscă a desulfurantului, granulele de amestec fiind înconjurate de o peliculă de zgură care limitează contactul dintre desulfurant şi fonta lichidă, iar pe de altă parte se evaporează mult sodiu, în acest fel rămînînd o cantitate mai mică la dispoziţie pentru formarea sulfurii de sodiu.

Rezultatele prezentate în diagramele anterioare scot în evidenţă că valori superioare ale randamentului de desulfurare se obţin în cazul utilizării amestecului în care componenţii principali ($CaCO_3$ şi Na_2CO_3) sînt în proporţii aproximativ egale. Aceasta s-a reprezentat grafic prin curbele din figura 5 (curba *1* — valorile randamentului de desulfurare pentru amestecurile fără cocs, notate cu *1*, *2*, *3*, *4*, conform tabelei 1, urmărite la temperatura de 1 400°C şi la 1,2% desulfurant; curba *2* — valorile randamentului de desulfurare pentru amestecurile cu adaos de praf de cocs, notate cu *5*, *6*, *7*, *8*, conform tabelei 1, la temperatura de 1 400°C şi la 1,2% desulfurant).

În cazul utilizării desulfurantului amintit, în condiţii industriale, este posibil să se realizeze valori mai mari ale randamentului de desulfurare, deoarece timpul de menţinere în contact a fontei cu zgura rezultată la desulfurare este mai lung şi agitaţia fontei lichide în oală, mai intensă.

Concluzii

Din experimentările efectuate pentru desulfurarea fontelor utilizînd amestecuri de $CaCO_3$ şi Na_2CO_3 în granule, rezultă că:

— Temperatura optimă a fontei, înainte de adăugarea desulfurantului, trebuie să fie cuprinsă între 1 380 şi 1 400°C, deoarece se obţin

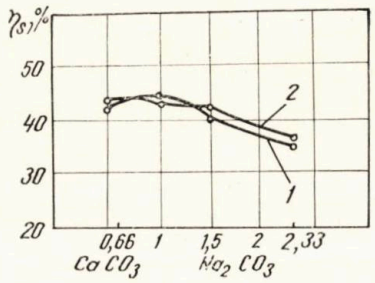


Fig. 5

valorile cele mai mari ale gradului de desulfurare. Aceste temperaturi sînt posibil de realizat în practică la elaborarea fontei în cubilouri acide;

— Faţă de carbonatul de sodiu sub formă de pulbere, noul produs prezintă următoarele avantaje: se obţine o zgură vîscoasă uşor de îndepărtat şi deci se poate evita pătrunderea acesteia în piese; atmosfera turnătoriei nu mai este impurificată cu particule de sodă ca în cazul utilizării acesteia sub formă de pulbere; se reduc pierderile de timp şi temperatură, deoarece nu mai este necesară adăugarea varului pentru îngroşarea zgurei sodice (foarte fluide), rezultată după adăugarea carbonatului de sodiu pulbere.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ghirşovici I. G. *Turnarea fontei.* Bucureşti, Editura tehnică, 1952.

[2] Dumitrescu Tr., Ştefănescu S. şi Iatan N. *Cercetări cu privire la desulfurarea fontei de cubilou cu carbonat de sodiu.* Metalurgia şi construcţia de maşini, nr. 5, 1959, p. 361.

[3] Iatan N. şi Avram C. *Experienţe privind desulfurarea fontei în afara furnalului prin insuflare cu praf de var.* Metalurgia, nr. 9, 1964, p. 391.

[4] Volianik N. *Désulfuration de certains types de fonte grise utilisés dans la construction mécanique.* Fonderie, nr. 212, octombrie, 1963, p. 371.

[5] Bo Kalling (Suedia) *Die Schüttelpfane — ein neues metalurgisches Hilfsmittel unter besonderer Berücksichtigung der Herstellung von hochwertigen Gusseisen.* Giesserei, nr. 23, 1959, p. 905—912.

[6] Piwowarski E. *Fonte de înaltă calitate.* Bucureşti, Editura tehnică, 1967, p. 340.

CONSIDERATIONS REGARDING CAST IRON DESULPHURATION WITH A MIXTURE OF CALCIUM AND SODIUM CARBONATE

Investigations on cast iron desulphuration emphasized that best desulphurating rate is realised when an 1.2% amount of desulphurating agent, with 1—5 mm grain size, is employed.

The new agent presents following advantages in comparison with pulverous calcium carbonate: obtained slag is viscous and essy to remove, foundry atmosphere does not become polluted by soda particles, time and temperature losses are lowered since no more lime additions, for thickening the sodic slag resulting after mixing with calcium carbonate powder, are necessary.

CONSIDÉRATIONS CONCERNANT LA DÉSULFURATION DES FONTES AVEC UN MÉLANGE DE CARBONATE DE CALCIUM ET DE CARBONATE DE SOUDE

À la suite des expériences de désulfuration des fontes on a constaté que les meilleurs rendements de désulfuration sont réalisés lorsque l'on utilise une proportion de 1,2% de désulfurant ayant une granulation de 1—5 mm.

En comparaison avec le carbonate de soude en poudre, le nouveau produit présente les avantages suivants: la scorie obtenue est visqueuse et peut être facilement enlevée; l'atmosphère de la fonderie n'est plus impurifiée par les particules de soude; on réduit les pertes de temps et de température du moment qu'il n'est plus nécessaire d'ajouter de la chaux pour épaissir la scorie résultée après l'introduction de la poudre de carbonate de soude.

Comportarea unor aliaje de aluminiu la coroziune în diverse medii naturale

Ing. MARIA-ANA PĂUNEL şi ing. P. MARCU
Institutul de cercetări metalurgice

După cum este cunoscut, la coroziunea marină a aluminiului are loc depolarizarea pilelor locale de către oxigen, prezenţa acestui element determinînd o activare a procesului de coroziune.

Dacă soluţia salină conţine suficient oxigen dizolvat, hidrogenul depus pe catod este distrus, conform reacţiei :

$$4H^+ + O_2 + 4e^- \rightarrow 2H_2O \quad (1)$$

$$O_2 + 2H_2O + 2e^- \rightarrow H_2O_2 + 2OH^- \quad (2)$$

$$O_2 + 2H_2 + 4e^- \rightarrow 4OH^- \quad (3)$$

Se remarcă faptul că în vecinătatea catodului soluţia tinde să devină alcalină, atît datorită dispariţiei ionilor de hidrogen, cît şi ca urmare a reacţiilor sodiului cu apa :

$$2Na^+ + 2e^- \rightarrow Na \quad (4)$$

$$2Na + 2H_2O \rightarrow 2NaOH + 2H_2 \quad (5)$$

În regiunea anodică se va forma o sare sau un hidrat al metalului care constituie anodul ; astfel, cu un anod de aluminiu într-o soluţie de clorură de sodiu vor avea loc următoarele reacţii :

$$Al^{+++} + 3Cl^- \rightarrow AlCl_3 \quad (6)$$

$$AlCl_3 + 3H_2O \rightarrow 3HCl + Al(OH)_3 \quad (7)$$

În absenţa oxigenului, hidrogenul molecular care se depune la început pe metal nu se mai degajă, formînd o barieră între metal şi soluţie. Nemaifiind posibilă trecerea de curent, metalul nu se mai corodează. Are loc, în acest caz, o polarizare catodică, deci o pasivare.

Din cele de mai sus rezultă că atacul produs de către o soluţie salină este foarte activ, dacă aceasta este aerată, şi încetează de a fi activ de îndată ce devine posibilă eliminarea oxigenului.

În afară de oxigen, în apa de mare există însă şi substanţe care încetinesc atacul. Astfel, sărurile de magneziu şi de calciu sau, mai exact, ionii de magneziu şi de calciu reacţionează cu oxigenul din apă, formînd depozite de $Mg(OH)_2$, şi $Ca(OH)_2$, care se depun pe catozi, împiedicînd aproape total depolarizarea catodică. Alte substanţe din apa de mare care reduc coroziunea sînt bicarbonaţii, fosfaţii şi sărurile organice, acestea constituind corpuri tampon care împiedică stabilirea diferenţelor de pH între regiunea anodică şi cea catodică.

Din studiile cele mai recente efectuate pe plan mondial rezultă că utilizarea aluminiului şi a aliajelor sale în industria navală se datorează nu numai proprietăţilor speciale şi posibilităţilor multiple de protejare, ci şi prezenţei în apa de mare a inhibitorilor naturali. Studiul rezistenţei la coroziune în apa de mare a aliajului $AlMg_3$ fabricat în ţară s-a efectuat pe o staţie de încercări prin imersie, situată în rada portului Constanţa, la distanţa de circa 50 m de ţărmul mării.

Rezultatele prezentate în articolul de faţă sînt obţinute după 24 luni de imersie a probelor. Imersia s-a făcut circa 8 luni pe an, patru luni constituind pauza datorită timpului nefavorabil de iarnă. Adîncimea de imersie a probelor a fost de 0,5 — 1 şi 1,5 m de la suprafaţa apei. S-au studiat cîte 15 probe din fiecare material încercat (Al 99,6%, aliaj $AlMg_3$), în stare moale, semitare şi tare, cu suprafeţele rezultate de la laminare lustruite mecanic şi eloxate. Dimensiunile epruvetelor au fost de 300 × 200 × × 2 mm.

Înainte de imersie suprafeţele plăcilor au fost degresate în solvenţi organici, decapate în soluţie de NaOH 10%, la 60°C, şi neutralizate în HNO_3 5%, la rece. Drept criterii de studiu al comportării la coroziune s-au luat atît variaţia aspectului probelor, cît şi cea a caracteristicilor mecanice. În primul an măsurările s-au efectuat după una, patru şi opt luni, iar în al doilea şi al treilea an, numai după încheierea perioadei de imersie.

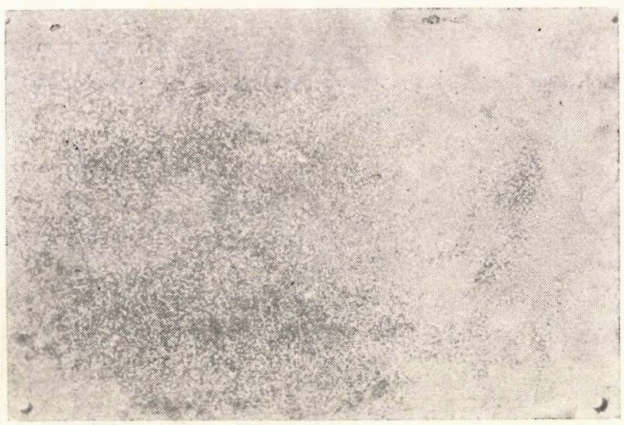
Pentru a studia perioada incipientă a coroziunii în apă de mare naturală, s-au efectuat probe de laborator, prin imersie în acest mediu, la temperatura camerei.

Acestea au arătat că aspectul eşantioanelor din tablă de Al şi $AlMg_3$ începe să se modifice după circa 2 — 3 h de la imersie. Culoarea iniţială albă-argintie, caracteristică aluminiului şi aliajelor sale, devine brună, luciul metalic dispare şi apar pete mate, albicioase. După 4 — 5 h de la imersie, pe marginile probelor apare o peliculă de hidroxid (reacţia 7).

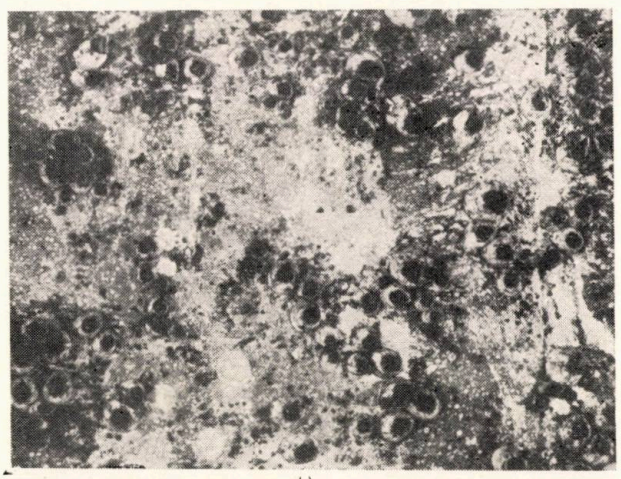
În tabela 1 se dau rezultatele măsurărilor cantitative efectuate, evaluate după STAS 6976-64.

Tabela 1

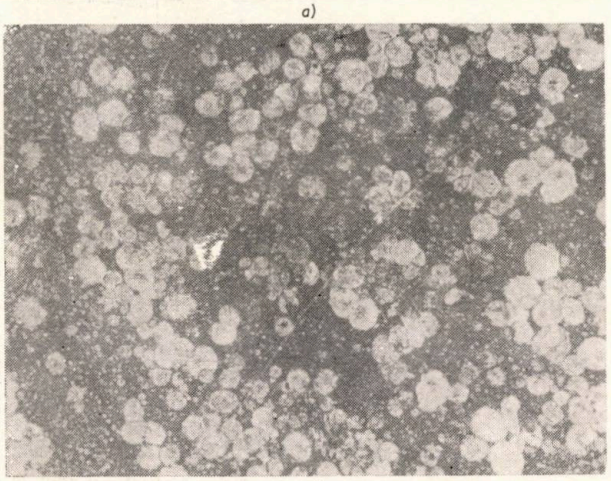
Materialul			Pierderea în masă, g/m²·zi	Penetrația, mm/an	Grupa de rezistență, apreciere	Nota de apreciere
Aliajul	Starea	Modul de pregătire a suprafeței				
Al 99,5 %	tare	rezultată de la laminare	1,9978	0,28	oarecum rezistente, utilizabile	6
		lustruită mecanic	0,0624	0,0089	foarte stabile	3
		eloxată	0,0504	0,0070	foarte stabile	3
$AlMg_3$	tare	rezultată de la laminare	1,8720	0,27	oarecum rezistente, utilizabile	6
		lustruită mecanic	0,5856	0,0836	stabile, bine utilizabile	5
		eloxată	0,6650	0,0950	stabile, bine utilizabile	5
	recopt	rezultată de la laminare	1,4400	0,2060	oarecum rezistente, utilizabile	6
		lustruită mecanic	0,3696	0,0530	stabile, bine utilizabile	5
		eloxată	0,5520	0,0800	stabile, bine utilizabile	5
AG 2,5 (Norma UNI)	tare	rezultată de la laminare	1,56	0,22	oarecum rezistente, utilizabile	6
		lustruită mecanic	0,2064	0,03	stabile, bine utilizabile	4
		eloxată	0,240	0,034	stabile, bine utilizabile	4
	recopt	rezultată de la laminare	1,13	0,16	oarecum rezistente, utilizabile	6
		lustruită mecanic	0,18	0,026	stabile, bine utilizabile	4
		eloxată	0,1990	0,030	stabile, bine utilizabile	4



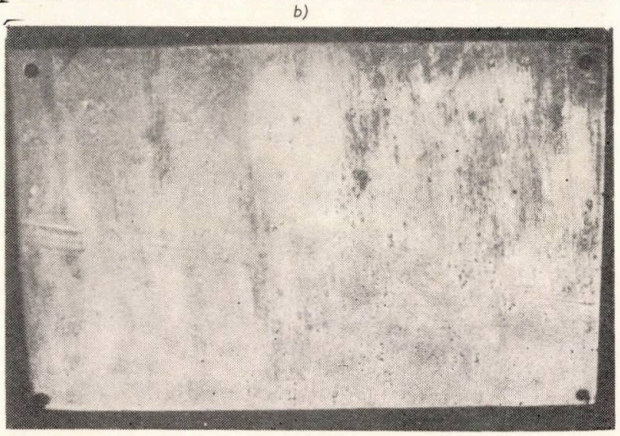
a)



b)



c)



d)

Fig. 1

Tabela 2

Materialul			Caracteristici mecanice											
			Recomandări norme		Martori		După imersie în mare (rada portului Constanța)							
							4 luni		8 luni		16 luni		24 luni	
Aliaj	Stare	Proveniență	σ_r, kgf/mm²	δ_5, %	σ_r, kgf/mm²	δ_5, %	σ_r, kgf/mm²	δ_5, %	σ_r, kgf/mm²	δ_5, %	σ_r, kgf/mm²	δ_5, %	σ_r, kgf/mm²	δ_5, %
Al 99,5% DIN 1745	tare	Import	13	5	14,5	5,5	14	5,1	13,7	4,9	13,5	4,8	13,4	4,7
	semitare		10	6	12	7	11,7	6,6	11,5	6,3	11,3	6,25	11	6,10
	recopt		7	35	7,9	40	7,7	38	7,6	37,5	7,45	36,5	7,4	36
AG 2,5 UNI 3574	tare	Import	26—29	5— 9	26,8	8	25,7	7,4	25,0	7,0	24,6	6,7	24,30	6,5
	semitare		22—26	8—15	23,5	12,5	22,5	11,6	22,0	11,0	21,7	10,7	21,5	10,5
	recopt		16—22	23—30	20,2	26	19,4	24,5	19,0	23,5	18,8	23,2	18,6	23
$AlMg_3$ DIN 1745	tare	Din țară cu asistența științifică ICEM	26	4	25,7	7	25,0	6,2	24,3	5,9	23,7	5,7	23,4	5,6
	semitare		23	9	23,5	9,5	22,9	8,8	22,3	8,4	21,9	8,1	21,5	7,8
	recopt		18	17	22	22,5	21,3	21,4	20,8	20,6	20,4	20,0	20,2	19,6

Observații: din încercări a rezultat că prelucrarea accentuată a suprafețelor probelor nu a influențat substanțial rezultatele.

Tabela 3

Materialul			Pierderi în procente față de probe martor, după imersie							
			4 luni		8 luni		16 luni		24 luni	
Aliaj	Stare	Proveniență	σ_r, kgf/mm²	δ_5, %	σ_r, kgf/mm²	δ_5, %	σ_r, kgf/mm²	δ_5, %	σ_r, kgf/mm²	δ_5, %
Al 99,5% DIN 1745	tare	Import	3,45	7,30	5,50	10,10	7,00	12,50	7,50	14,50
	semitare		2,50	5,70	4,20	10,00	15,80	10,75	8,50	13,00
	recopt		2,50	5,00	3,80	6,25	5,70	8,75	6,30	10,00
A G 2,5 UNI 3574	tare	Import	4,10	7,50	6,70	12,50	8,20	16,25	9,30	18,75
	semitare		4,25	7,20	6,40	12,00	7,70	14,40	8,50	16,00
	recopt		4,00	5,80	6,00	9,60	6,90	10,80	7,90	11,50
$AlMg_3$	tare	Din țară	2,70	7,10	5,45	15,70	7,80	18,60	8,90	20,00
	semitare		2,50	7,40	5,10	11,60	6,80	14,75	8,50	17,90
	recopt		3,20	4,90	5,45	8,45	7,30	11,10	8,20	12,90

De aici rezultă următoarele observații valabile pentru încercările de laborator :

— în prima perioadă de imersie, coroziunea în apa de mare este activă ; aliajul $AlMg_3$ elaborat în țară este comparabil din punct de vedere al rezistenței la coroziune cu materialul similar din import $AG_{2,5}$; materialul ecruisat are o rezistență la coroziune mai slabă decît cel recopt, probabil din cauza tensiunilor din metal ; modul de pregătire a suprafeței are o influență însemnată asupra rezistenței la coroziune, în cazul tuturor materialelor studiate.

În privința încercărilor în condiții naturale, după o lună de imersie (mai 1963, temperatura medie a apei 20,5°C), plăcile scoase din mare erau acoperite cu un strat de fouling, de circa 10 mm.

În figura 1, *a* se arată suprafața unei plăci din aliaj $AlMg_3$, după o lună de imersie în apa de mare, de pe care s-a îndepărtat foulingul. Pe probă rămîn vizibile crustele calcaroase. Prin îndepărtarea acestora din urmă, pe suprafața plăcii apar slabe urme ale coroziunii electrochimice. După patru luni de imersie, căsuțele balanidelor se măresc (fig. 1, *b*). În figura 1, *c* este arătată aceeași probă ca și în figura 1, *b*, după îndepărtarea căsuțelor. Se observă mărirea urmelor crustelor calcaroase.

După opt luni de imersie nu se constată modificarea prea accentuată a stratului de fouling de pe probe. Aceasta, deoarece în perioada august — noiembrie apa s-a răcit, iar flora și fauna apei de mare au fost mai puțin intense.

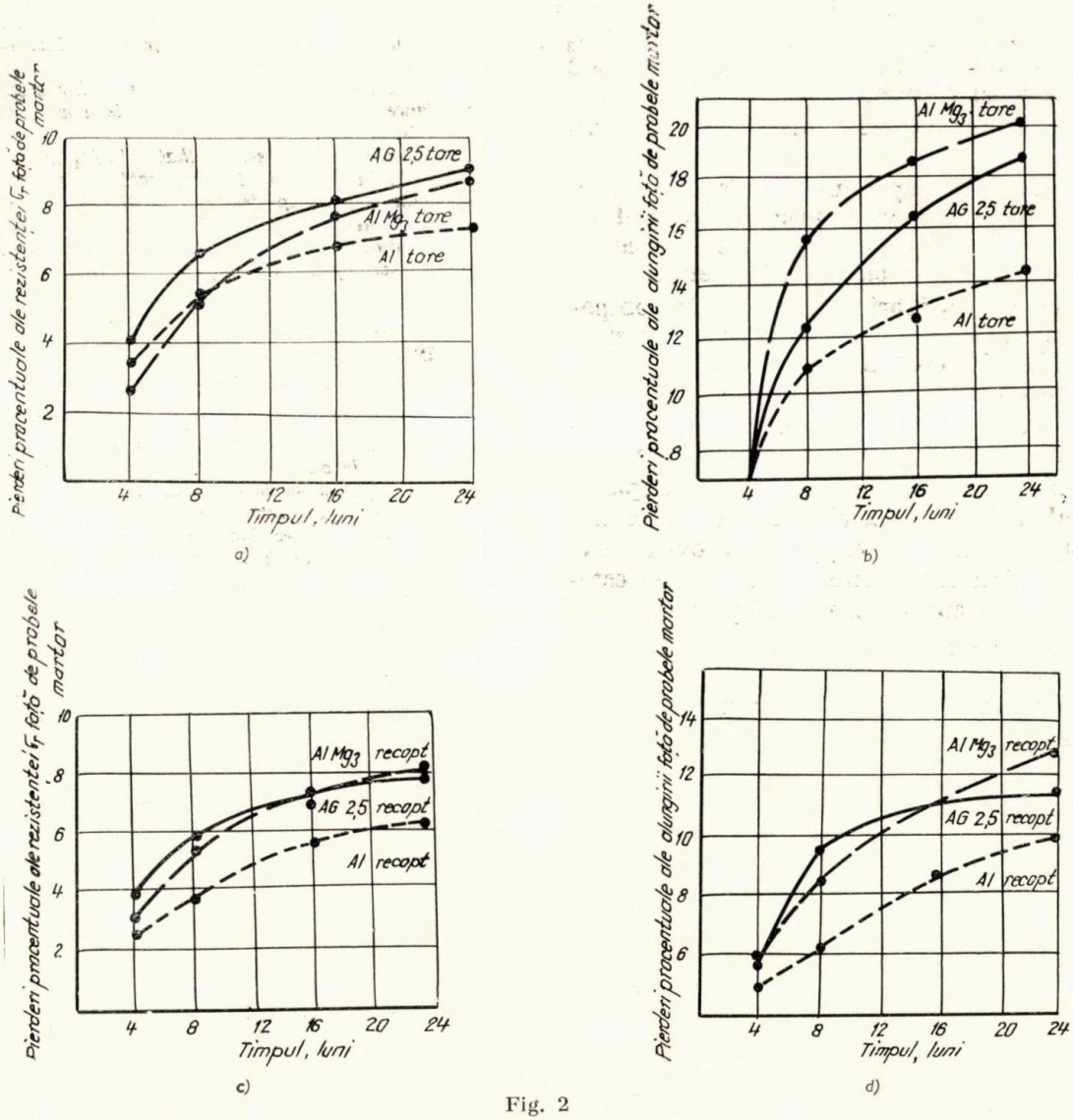


Fig. 2

Foulingul este format dintr-o crustă calcaroasă de căsuțe de balanide (crustacei sedentari), peste care sînt fixate alge verzi și tuburi calcaroase de viermi polichieți și alte organisme animale.

Aspectul probelor nu] se modifică prea mult nici după cel de-al doilea și al treilea an de imersie, primul strat de fouling protejînd materialele de depuneri ulterioare. Ceea ce se modifică însă este grosimea stratului depus, care a cres-

cut în cel de-al doilea an cu încă 7 mm, iar în cel de-al treilea, cu încă 9 mm.

Prin îndepărtarea completă a straturilor depuse, după trei ani de imersie s-au obținut plăci cu aspectul din figura 1, *d*. În această figură se văd bine efectele coroziunii electrochimice, și anume, porțiunile escavate în suprafață și distrugerea uneia din cele patru găuri de fixare.

Caracteristicile mecanice ale probelor, măsurate la intervalele arătate mai sus, sînt date în tabela 2, iar variația reducerii lor în procente, față de martori, după diverse perioade de imersie, în tabela 3.

Figura 2 (*a*, *b*, *c*, *d*) reprezintă pierderile procentuale ale rezistenței la rupere (σ_r) și ale alungirii (δ_5), în cursul întregii perioade de imersie, la probele studiate (aluminiu, $AlMg_3$ executat în țară, AG 2,5 din import, în stare tare, semitare și recoaptă).

Din aceste date rezultă următoarele observații :

— Curbele care reprezintă variațiile caracteristicilor mecanice în funcție de timpul de imersie sînt ușor ascendente și apoi, în unele cazuri, devin paralele cu axa absciselor.

— Aliajul $AlMg_3$ fabricat în țară este comparabil din punct de vedere al acestei proprietăți cu materialul similar din import $AG_{2.5}$.

— Variația caracteristicilor mecanice în timp, după imersie, este similară pentru același material, indiferent de starea sa.

— Coroziunea în timp, prin imersie în apă de mare, a aluminiului și a aliajelor de aluminiu, este destul de redusă, totuși, pentru evitarea ei totală și pentru menținerea unui aspect estetic se utilizează curent protecția prin eloxarea și vopsirea utilajelor care lucrează în acest mediu coroziv.

Studiul coroziunii probelor expuse continuă pe o perioadă mai îndelungată.

BIBLIOGRAFIE

[1] Chaudron G. *Corrosion et Anticorrosion.* Vol. XII, nr. 6, august—septembrie, 1964, p. 275—277.

[2] Barrand P. și Gadeau R. *L'Aluminium.* Paris, Eyrolles, 1964.

[3] Evans U. R. *The corrosion and oxidation of metals.* Londra, Ed. Arnold, 1960.

[4] Maurin A. J. *Manuel d'anticorrosion.* Paris, Ed. Eyrolles, 1961.

[5] Marcu P., Bock I. și Păunel M. Culegere ICEM nr. 6, 1964, p. 295—305.

[6] Marcu P., Rădulescu E., Bock I. și Păunel M. *Elaborarea și turnarea aliajelor deformabile de tip Al-Mg rezistente la coroziune.* Metalurgia nr. 7, iulie, 1965, p. 358—363.

CORROSION BEHAVIOUR OF SOME ALUMINIUM ALLOYS IN VARIOUS NATURAL MEDIA

The paper summarizes results of investigations performed in the course of three years, concerning aluminium and $AlMg_3$ behaviour when immersed in sea water.

Resulting data emphasize a higher corrosion resistance of aluminium in comparison with alloys of the Al-Mg type.

It was also observed that $Al\ Mg_3$ alloy manufacturated in Rumania is comparable, as regards corrosion, with similar imported products and that, after immersion, fluctuations in time of mechanical characteristics are identical for the same material, no matter its state, in case of a proper manufacturing.

LE COMPORTEMENT DE CERTAINS ALLIAGES D'ALUMINIUM À LA CORROSION DANS DIFFÉRENTS MILIEUX NATURELS

On présente une synthèse des résultats obtenus lors des recherches effectuées pendant trois années pour étudier le comportement de l'aluminium et de l'alliage $AlMg_3$ sous forme de tôles, dans différents états, lorsqu'elles sont immersées dans l'eau de mer.

Il résulte, des données obtenues, que l'aluminium a une résistance à la corrosion supérieure à celle des alliages du type AlMg.

On a aussi observé que l'alliage $AlMg_3$ fabriqué dans la Roumanie est comparable du point de vue de cette propriété au matériel similaire importé et que la variation des caractéristiques mécaniques avec le temps, après l'immersion, est similaire pour un même matériel, indifféremment de son état, à condition que la fabrication soit correcte.

Determinarea rezistenţei produselor refractare la atacul termochimic al zgurelor

Ing. I. VEISER şi ing. A. SZABO
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 669.76.001.4 : 662.613.12

Controlul calităţii cărămizilor refractare la fabrica producătoare sau controlul de recepţie la întreprinderea consumatoare capătă o importanţă din ce în ce mai mare, în măsura în care se intensifică solicitările la care trebuie să facă faţă cărămizile în timpul exploatării lor în industrie şi o dată cu creşterea exigenţei în ceea ce priveşte calitatea produselor metalurgice elaborate în agregate termice cu căptuşeli refractare, precum şi cu accentul crescut care se pune pe reducerea consumurilor specifice şi a preţurilor de cost.

Pentru ca un control de calitate să fie cu adevărat eficient înseamnă că trebuie să existe siguranţa că toate produsele care se livrează vor da rezultate bune în exploatare. Realizarea unui astfel de deziderat ar fi însă posibilă numai dacă în prealabil s-ar reuşi să se satisfacă mai multe condiţii, dintre care se pot menţiona următoarele : să se cunoască perfect toate condiţiile de lucru la care vor fi supuse produsele refractare în timpul utilizării lor ; să se cunoască cu siguranţă caracteristicile care trebuie să fie luate în consideraţie şi ce valori trebuie să prezinte ele pentru a se putea garanta o bună comportare a produselor analizate la locul de exploatare căruia le sînt destinate ; să se folosească cele mai eficiente metode de laborator pentru determinarea caracteristicilor produselor refractare, în funcţie de locul unde vor fi utilizate ; să se realizeze o organizare judicioasă şi ştiinţifică a controlului de calitate, privind modul de alegere a probelor care se analizează, numărul minim de probe care trebuie analizate pentru a avea rezultate reprezentative etc.

Pînă în prezent mai sînt însă foarte frecvente cazurile în care încă nu se pot cunoaşte cu precizie toate condiţiile de lucru la care sînt supuse produsele refractare în timpul utilizării lor ; de asemenea sînt încă numeroase cazurile în care nu se pot stabili caracteristicile care influenţează în primul rînd şi în cea mai mare măsură modul de comportare a produselor refractare pentru fiecare loc de exploatare în parte. Aceste dificultăţi care mai persistă încă nu trebuie să descurajeze nici un efort în direcţia îmbunătăţirii continue a controlului de calitate, ci, din contră, este necesar ca orice iniţiativă în acest scop să fie sprijinită de toţi factorii interesaţi.

Printre căile care pot duce la obţinerea unor rezultate mai apropiate de realitate se poate menţiona şi tendinţa actuală de înlocuire a unor metode vechi, folosite la determinarea caracteristicilor produselor, prin metode moderne, bazate pe aparaturi în care se pot reproduce în mod fidel cît mai multe din condiţiile de lucru care există la locul de utilizare a produselor analizate. În felul acesta se creează posibilitatea observării încă din laborator, cu un coeficient de siguranţă, a modului cum se vor comporta produsele refractare la exploatarea în industrie.

În cele ce urmează se va discuta aplicarea unei astfel de metode la determinarea rezistenţei produselor refractare la atacul termochimic al zgurelor, procedeu menţionat în literatura de specialitate [1] şi experimentat de ICEM în anul 1967. După cum se ştie, pentru determinarea acestei caracteristici se cunosc mai multe metode, care pot fi grupate astfel :

a. Studii de echilibru, care constau în examinarea cărămizilor refractare după ce au fost folosite în agregatul industrial şi în determinarea schimbărilor intervenite în timpul exploatării. Valoarea acestor metode este micşorată tocmai de complexitatea sistemelor implicate şi de necunoaşterea integrală a efectelor factorilor fizici ; de asemenea, aceste studii nu pot constitui o metodă de control al calităţii produselor la livrare, ci cel mult pot fi folosite pentru a face studii de corelare a unor caracteristici cu comportarea pe care o au cărămizile în practică.

b. Metode statice, din care face parte şi cunoscuta metodă a creuzetelor, standardizată în mai multe ţări. Deşi valoroasă, metoda prezintă deficienţe, în special în ceea ce priveşte reconstituirea condiţiilor din practică şi anume : nu se realizează în produsul examinat gradientul de temperatură existent în agregatul industrial ; zgura nu este în mişcare şi prin aceasta

efectul ei de distrugere este micşorat faţă de realitatea din industrie; zgura rămîne aceeaşi în tot timpul determinării, astfel încît, pe măsură ce se saturează cu componenţii dizolvaţi, efectul ei distructiv scade, spre deosebire de cele ce se întîmplă în practică cînd zgura se împrospătează la fiecare şarjă.

c. Metode cinetice, la care epruvetele sînt zidite în căptuşeala unui cuptor de laborator în care se pot reconstitui numeroase condiţii de la locul de folosire în industrie a produselor refractare. Dintre aceste metode face parte şi metoda experimentată la ICEM.

Aparatura constă dintr-un cuptor tambur rotativ, căptuşit la interior cu epruvete secţionate din cărămizile care se analizează. Cuptorul este format dintr-un tambur metalic căptuşit în interior prin stampare cu o masă refractară termoizolatoare, după care urmează un strat de cărămizi refractare pentru delimitarea spaţiului interior, de formă cilindrică, cu diametrul de 360 mm. Dimensiunile exterioare ale tamburului sînt: diametrul = 1 000 mm şi lungimea l = 570 mm. În apropierea capetelor tamburul are două bandaje metalice care se sprijină pe două perechi de role. Un capăt al cuptorului este închis cu o flanşă metalică stampată spre interior cu o masă refractară. La capătul opus, înspre arzător, cuptorul se închide cu o zidărie din cărămizi refractare. Atît flanşa din spate, cît şi zidăria din faţă sînt prevăzute cu cîte un orificiu central; orificiul dinspre arzător permite pătrunderea flăcării şi încărcarea şi descărcarea zgurei, iar orificiul din partea opusă permite măsurarea temperaturii de lucru şi observarea fenomenelor din timpul experimentării.

Cuptorul este rotit de către rolele pe care este aşezat, care la rîndul lor sînt mişcate de un motor de 1 CP şi 900 rot/min, prin intermediul unui sistem de transmisie cu posibilitate de variaţie a turaţiei între 0,9 şi 7 rot/min.

Arzătorul este montat pe un stativ mobil, care permite apropierea sau îndepărtarea lui de cuptor, precum şi pivotarea sa în plan vertical şi orizontal. Drept combustibil s-a folosit un amestec de gaz metan şi oxigen, pentru a putea realiza în timp foarte scurt încălziri la temperaturi mari, de ordinul a 1 550 — 1 650°C. Aparatura realizată este reprezentată în figura 1.

M o d u l d e l u c r u. Epruvetele sînt tăiate din cărămizile care se analizează, cu ajutorul unui disc abraziv, şi au secţiunea trapezoidală cu dimensiunile: l = 82 mm; L = 119 mm; i = 60 mm; aceste dimensiuni au fost calculate astfel încît epruvetele să se poată înscrie în diametrul interior al cuptorului. Lungimea epruvetelor este de 125 mm. Din fiecare sort de cărămidă se taie cîte trei epruvete.

Înainte de înzidire se măsoară cu şublerul grosimea epruvetelor. Pentru înzidire se foloseşte mortarul cel mai adecvat fiecărui caz în parte. Cele trei epruvete corespunzătoare fiecărui sort de cărămidă analizată se înzidesc

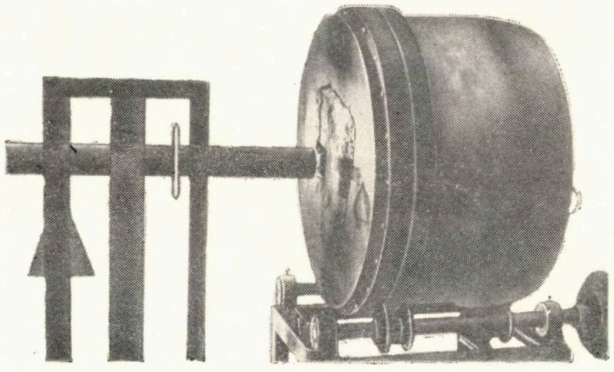


Fig. 1

de-a lungul cuptorului, astfel încît să formeze o fîşie longitudinală. La dimensiunea cuptorului construit la ICEM (Ø = 360 mm) şi la dimensiunile epruvetelor, încap zece rînduri de epruvete într-o căptuşeală: din acestea, nouă rînduri sînt formate din diferitele sortimente de cărămizi analizate, iar al zecelea rînd este construit din cărămizi obişnuite. Acest din urmă rînd serveşte la închiderea zidăriei, iar după terminarea experimentării el este demolat primul, uşurînd astfel dislocarea epruvetelor din căptuşeală, fără a fi deteriorate.

După terminarea înzidirii se închide partea din faţă a cuptorului cu un rînd de cărămizi refractare.

După uscarea zidăriei timp de circa zece ore în aer liber, se porneşte rotirea cuptorului şi se începe încălzirea acestuia pînă la temperatura de regim, care este aleasă în funcţie de temperatura care va exista la locul de utilizare în practică. În cazul de faţă experimentările s-au referit la cărămizi de oală, astfel încît temperatura de experimentare a fost de 1 550 — 1 600°C, adică cu circa 100°C mai mare decît cea din practică. Temperatura se măsoară la fiecare 5 — 10 min cu pirometrul optic.

În momentul în care s-a atins temperatura de regim, se opreşte rotirea cuptorului, se pivotează arzătorul, se introduce o cantitate cîntărită de zgură ambalată într-o pungă, se porneşte din nou rotirea cuptorului, se readuce arzătorul în poziţia iniţială şi se continuă lucrarea. În cazul experimentărilor de la ICEM cantitatea de zgură introdusă de fiecare dată a fost de 4 kg, maximul posibil la dimensiunile cuptorului.

La intervale de timp fixate dinainte (la experimentările ICEM aceste intervale au fost de 3 h) se opreşte cuptorul, se pivotează arzătorul, se înclină cuptorul pentru a se scurge toată zgura topită, se readuce apoi cuptorul în

poziţia orizontală, se introduce o nouă cantitate de zgură şi apoi se continuă experimentarea. Această operaţie se poate repeta de cîte ori este necesar pentru a fi cît mai aproape de condiţiile din industrie (în cazul experimentărilor de la ICEM zgura a fost împrospătată de trei ori).

După ce se termină intervalul de timp prevăzut pentru rotirea cuptorului cu zgură la temperatura de regim, se stinge arzătorul, se înclină cuptorul pentru scurgerea zgurei rămase şi se lasă totul să se răcească; după răcire se scot epruvetele din cuptor, avînd grijă să nu se deterioreze.

Pentru calculul rezultatelor se măsoară grosimea finală a epruvetelor, după care se calculează uzura prin scăderea procentuală a grosimii epruvetelor în timpul atacului zgurei, folosind relaţia:

$$\text{uzura, } \% = \frac{G_i - G_f}{G_i} \cdot 100,$$

în care:

G_i este grosimea iniţială şi G_f — grosimea finală.

Primele lucrări efectuate şi rezultatele obţinute

Experimentarea I. La această experimentare s-a urmărit să se verifice modul de funcţionare şi sensibilitatea aparatului şi s-a încercat să se determine influenţa pe care o au parametrii de fabricaţie a cărămizilor asupra rezistenţei acestora la atacul zgurelor. În acest scop s-au experimentat epruvete provenind din mai multe reţete de cărămizi refractare, care au fost obţinute din aceleaşi materii prime, dar care difereau prin unii din parametrii tehnologici folosiţi la fabricarea lor.

Materiile prime folosite la fabricarea cărămizilor analizate au fost argila de Anina şi Suncuiuş, cu caracteristicile arătate în tabela 1, iar parametrii tehnologici care au fost variaţi sînt: granulaţia şamotei, fineţea de măcinare a argilei liant, procentul de degresant în reţetă şi temperatura de ardere.

Determinarea s-a efectuat la temperatura de 1 550 — 1 600°C, cu palier de 3 h; viteza de rotire a cuptorului a fost de 0,9 rot/min, iar ca agent agresiv s-a folosit o zgură de cuptor Martin de la Combinatul siderurgic—Reşiţa.

După terminarea experimentării şi scoaterea epruvetelor din căptuşeala cuptorului, s-a constatat că grosimea acestora s-a micşorat sensibil faţă de grosimea iniţială şi în mod destul de diferenţiat între diversele reţete încercate. Aceste observaţii sînt confirmate de

Tabela 1

Denumirea	Compoziţia chimică SiO_2, %	Compoziţia chimică $Al_2O_3 + TiO_2$, %	Compoziţia chimică Fe_2O_3, %	Refractaritatea, °C	Temperatura de vitrificare, °C	Capacitatea de absorbţie, %
Argilă Suncuiuş 173	52,6	29,4	4,3	1 710	1 350	—
Caolin Aghireş	52,1	31,7	0,9	1 740	> 1 450	—
Argilă Medgidia	64,4	21,8	2,5	1 580	1 250	—
Argilă Tg. Jiu	55,8	32,8	0,8	1 700	> 1 400	—
Şamotă Anina	58,9	35,3	2,5	1 720	—	9
Şamotă Suncuiuş 173	58,1	32,5	3,7	1 710	—	6
Şamotă Aghireş	59,5	36,1	1,0	1 740	—	4
Şamotă Medgidia	69,1	23,4	2,7	1 580	—	6
Şamotă Tg. Jiu	60,3	35,4	0,9	1 700	—	4

figura 2 în care sînt arătate atît aspectul epruvetei iniţiale (mijloc), cît şi cel al epruvetelor finale, după ce au fost supuse atacului zgurei.

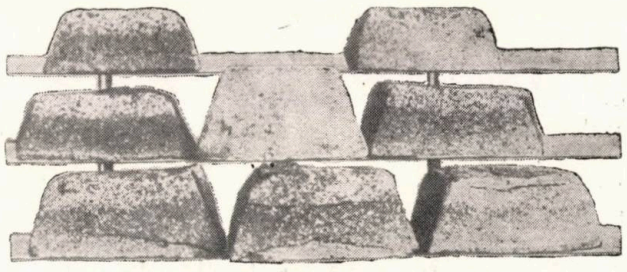


Fig. 2

În tabela 2 sînt arătate reţetele încercate, parametrii variaţi, porozităţile aparente ale cărămizilor înainte de determinare, precum şi uzura suferită în urma atacului zgurei.

Tabela 2

Reţeta nr.	Parametrii variaţi: Granulaţia degresant: continuă	Granulaţia degresant: discontinuă 0,5—3 : <0,2	Liant, mm	Raportul % degresant : % l. n	Temperatura de ardere °C	Porozitatea aparentă, %	Uzura chimică, %
1	<3 mm	—	<1	60 :40	1 320	16	16,5
2	—	60 :40	<1	60 :40	1 320	17	20
3	—	40 :60	<1	60 :40	1 320	20	21
4	<3 mm	—	<0,088	60 :40	1 320	18	21
5	—	60 :40	<0,088	70 :30	1 320	15	10
6	—	60 :40	<0,088	80 :20	1 320	16	11
7	<3 mm	—	<1	60 :40	1 300	16	16,5
8	<3 mm	—	<1	60 :40	1 350	15	15

Analiza datelor din tabela 2 a permis să se tragă următoarele concluzii inițiale în legătură cu procedeul folosit și cu rezultatele obținute: metoda folosită prezintă o sensibilitate suficientă pentru a se putea diferenția comportarea mai multor rețete încercate simultan; comparația rețetelor 1 cu 5 și 6 arată că creșterea procentului de degresant în rețetă, de la 60 la 70 și 80%, a avut ca efect o reducere a uzurii cărămizilor cu 33 respectiv 40% (față de uzura în cazul rețetei 1); comparația rețetei 1 cu rețetele 7 și 8 arată că ridicarea temperaturii de ardere la fabricația cărămizilor, de la 1 300 la 1 350°C, are un efect de îmbunătățire a rezistenței produselor la atacul zgurei, și anume uzura scade cu circa 10%; dacă se compară rezultatele din coloanele 7 și 8, adică uzura cărămizilor în funcție de porozitatea lor aparentă, se constată că uzura se menține în limita 10 — 11% pentru cărămizile a căror porozitate este sub 16% și că o dată cu creșterea valorii porozității aparente peste această limită, uzura cărămizilor începe să crească brusc, ajungînd chiar la valori duble.

Din cele prezentate ar rezulta că, pentru a mări rezistența cărămizilor refractare la atacul zgurelor, trebuie acționat în primul rînd asupra măririi procentului de degresant în rețetă și apoi asupra compactității produselor.

Experimentarea a II-a. Lucrarea s-a efectuat în cadrul unui studiu pentru îmbunătățirea calității cărămizilor refractare pentru căptușirea oalelor de turnare și a avut ca scop stabilirea materiilor prime care conferă acestor produse o rezistență mai bună la atacul zgurelor. Epruvetele folosite au fost fabricate după aceeași tehnologie și au diferit între ele doar prin materia primă folosită (caracteristicile materiilor prime au fost arătate în tabela 1).

Condițiile de lucru în care s-a efectuat această determinare au fost mai severe decît la prima experimentare, și anume:

	Experimentarea	
	I	II
Turația cuptorului, rot/min	0,9	2
Numărul de împrospătări ale zgurei	—	3
Cantitatea totală de zgură, kg	4	12
Durata totală de atac cu zgură, h	3	6

Rețetele încercate, unele caracteristici ale cărămizilor înainte de determinare, precum și uzura chimică a produselor în timpul determinării sînt arătate în tabela 3.

Interpretarea rezultatelor obținute a dus la unele constatări preliminare care au orientat lucrările în fază semiindustrială și industrială experimentală din cadrul studiului amintit. Într-adevăr, se poate observa cu ușurință că cele mai bune rezultate s-au obținut cu rețeta

Tabela 3

Componenți, %		Caracteristicile cărămizilor			
Degresant	Liant	Refractaritatea, °C	Constanta de volum, %	Porozitatea aparentă, %	Uzura prin coroziune, %
Șamotă Tg. Jiu	argilă Tg. Jiu	1 700	—	15	14
Șamotă caolinoasă	caolin Aghireș	1 730	—	25	18
Șamotă Medgidia	argilă Medgidia	—	0,6	12	22
Șamotă Anina	argilă Suncuiuș 73	1 720	1,8	20	26
Șamotă Suncuiuș 73	caolin Aghireș	1 720	1,9	22	28
Cărămidă	de oală	1 710	0,7	20	28
Șamotă Suncuiuș 73	argilă Suncuiuș 73	1 710	—	18	32

de cărămizi pe bază de argilă de Tg. Jiu, care a prezentat o uzură de numai 14%, față de 32% la rețeta pe bază de argilă Suncuiuș. O altă materie primă convenabilă cu rezultate bune a fost argila de Medgidia (uzură 22%), care s-a comportat mai bine decît rețeta din fabricația curentă pe bază de argile Anina și Suncuiuș (uzură 26%) — materiale mai scumpe.

Pe baza acestor concluzii s-au fabricat două loturi industriale experimentale de cărămizi de oală, folosind ca materii prime argilă de Medgidia sau argilă de Tg. Jiu, după care cărămizile au fost utilizate la căptușirea oalelor de turnare de 120 t de la Combinatul siderurgic—Reșița. Durabilitățile medii ale căptușelilor experimentate au fost mai mari decît cele ale căptușelilor formate din cărămizi curente pe bază de argilă Anina și Suncuiuș, și anume: durabilitatea medie a căptușelii din cărămizi pe bază de argilă de Tg. Jiu — 15,5 șarje; durabilitatea medie a căptușelii din cărămizi pe bază de argilă de Medgidia — 13,75 șarje; durabilitatea medie a căptușelii din cărămizi pe bază de argilă din fabricația curentă — 11,7 șarje.

Loturile industriale au confirmat deci aceeași ordine de rezistență la uzură a cărămizilor de oală, ca și cea găsită la experimentarea din laborator. Este însă necesar să se verifice aceste rezultate printr-un număr mai mare de încercări.

Experimentarea a III-a. Scopul principal al acestei experimentări a fost acela de a constata dacă prin metoda aplicată se poate determina în ce măsură influențează permeabilitatea la gaze a produselor refractare asupra rezistenței lor la atacul zgurelor. Totodată s-a urmărit să se vadă cum influențează

temperatura de determinare precizia rezultatelor.

Epruvetele folosite la această determinare au provenit dintr-un lot de cărămizi de oală din producţia curentă a fabricii de la Combinatul siderurgic—Reşiţa. S-au luat din diferite zone ale unei camere de cuptor Mendheim cărămizi care, din cauza variaţiilor temperaturilor de ardere, prezentau grade diferite de ardere şi, prin urmare, compactităţi variate.

Caracteristicile epruvetelor experimentate sînt arătate în tabela 4, o dată cu rezultatele obţinute la determinarea rezistenţei la atacul zgurelor.

Tabela 4

Proba nr.	Caracteristici		Uzură, %	
	Porozitatea aparentă %	Permeabilitatea la gaze nPm.	la 1 550°C	la 1650°C
1	13	1,20	27	30
2	14	1,10	28	30
3	16	1,03	34	36
4	18	1,28	27	40

Se menţionează că s-au efectuat două determinări succesive la care s-au păstrat constante toate condiţiile de experimentare, variindu-se doar temperatura de lucru, care a fost de circa 1 550°C, în primul caz, şi de circa 1 650°C, în cel de-al doilea.

Datele din tabela 4 confirmă că în general există o legătură directă între porozitatea aparentă a produselor refractare şi rezistenţa lor la atacul zgurelor. S-au semnalat însă şi unele excepţii, ceea ce face necesară continuarea lucrărilor în această direcţie, pentru a se ajunge la concluzii mai bine precizate.

Mai puţin evident se observă totuşi că, o dată cu creşterea permeabilităţii la gaze a produselor refractare, scade rezistenţa lor la atacul zgurelor.

Creşterea temperaturii de determinare duce la o mărire substanţială a uzurii epruvetelor şi, în acelaşi timp, la o oarecare nivelare a rezultatelor.

Concluzii

În urma primelor lucrări efectuate s-a dovedit că aparatura şi metoda de determinare a rezistenţei produselor refractare la atacul zgurelor descrise în prezentul articol au următoarele avantaje :

— posibilitatea de reproducere în laborator a numeroase condiţii de lucru din agregatul industrial (gradientul de temperatură în epruvete, mişcarea şi împrospătarea zgurei etc.);

— posibilitatea de a se realiza o comparaţie între mai multe reţete, în condiţii absolut identice de lucru;

— se creează posibilitatea iniţierii unor studii de laborator pentru stabilirea diferitelor corelaţii între diversele caracteristici ale produselor refractare şi rezistenţa lor la atacul zgurelor.

Ţinîndu-se seamă de aceste avantaje, s-a programat continuarea lucrărilor de experimentare în scopul determinării condiţiilor optime de lucru, al îmbunătăţirii aparaturii, al eliminării unelor deficienţe şi al obţinerii rezultatelor cît mai reprezentative.

BIBLIOGRAFIE

[1] Eichler şi Owen. Trans. of the Brit. CER. Soc. 59, 149, 1960.

DETERMINATION OF REFRACTORY RESISTANCE TO THERMOCHEMICAL ATTACK OF SLAGS

The paper presents a method allowing the determination of refractory resistance to thermochemical attack of slags.

Equipment utilized reproduces in laboratory a series of existing shop conditions for refractories. Initial results are presented and attempts are made to establish a relationship between characteristics of ladle bricks, their resistance to chemical attack and their behaviour in industrial practice.

LA DÉTERMINATION DE LA RÉSISTANCE DES PRODUITS RÉFRACTAIRES À L'AGRESSION THERMO-CHIMIQUE DES SCORIES

On présente une méthode pour déterminer la résistance des produits réfractaires à l'agression thermo-chimique des scories.

L'appareil utilisé reproduit dans le laboratoire une série des conditions existant dans l'exploitation industrielle des produits réfractaires. On indique les premiers résultats obtenus et on essaie d'établir une corrélation entre les caractéristiques des briques pour pots, leur résistance à l'agréssion chimique et leur comportement pendant la pratique industrielle.

Consideraţii asupra metodei radiometrice de determinare a conţinutului de cenuşă a cocsului şi semicocsului de fluidizare, prin retroîmprăştierea radiaţiilor nucleare

Ing. TH. DUMITRESCU şi fiz. R. DUMITRESCU
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 669.162.16 : 621.039.85

În procedeele de prelucrare a cărbunelui, a semicocsului sau a cocsului este de o deosebită importanţă cunoaşterea exactă a conţinutului de cenuşă de care depinde calitatea produselor finite.

Conform standardului de Stat 5629—57, conţinutul de cenuşă din materiale cărbunoase se determină prin calcinarea unei probe de aproximativ 1 g, la temperatura de circa 850°C. Această determinare durează destul de mult (circa 4 h), în comparaţie cu aceea pe cale radiometrică, care este rapidă (5 — 30 min) şi foloseşte pentru analiză o cantitate mare de material (50 g — 1,5 kg).

Pentru determinări radiometrice se folosesc diferite metode: absorbţia radiaţiilor gama [4], retroîmprăştierea razelor X, a radiaţiilor gama moi [1], [5], [7] sau a celor beta [2]. Conţinutul de cenuşă s-a determinat fie discontinuu, măsurînd probe separate, fie continuu, folosind o bandă de transport auxiliară.

Din literatura cercetată [1] — [5] se constată că rezultatele cele mai bune s-au obţinut cu ajutorul instalaţiilor radiometrice, care utilizează metoda retroîmprăştierii radiaţiilor gama emise de izotopii radioactivi Tm^{170} şi Am^{241}.

Cercetările efectuate au urmărit să se stabilească condiţiile necesare pentru determinarea conţinutului de cenuşă din cocsul şi semicocsul de fluidizare, care se fabrică la uzina „Victoria" — Călan, în cazul în care se utilizează retroîmprăştierea radiaţiilor beta şi gama moi.

Din analiza statistică rezultă dependenţa directă a calităţii semicocsului produs de conţinutul de cenuşă şi de materiile volatile. Pentru acest motiv conducerea corectă a procesului tehnologic nu se poate face fără corelarea rapidă a valorilor acestor caracteristici cu parametrii funcţionali ai instalaţiei.

Materia primă pentru fabricaţia semicocsului şi cocsului de fluidizare este cărbunele PAL spălat, cu granulaţia de —10 mm, care, înainte de a fi introdus în cuptor, este măcinat la granulaţia de —5 mm cu ajutorul unui dezintegrator.

Din cauza naturii diferite a sterilului din cărbunele brut, conţinutul de cenuşă variază

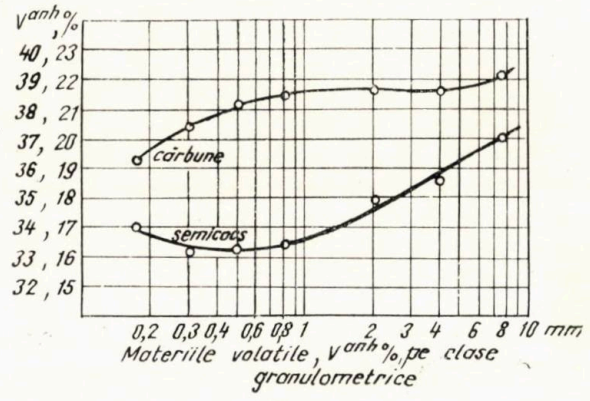


Fig. 1

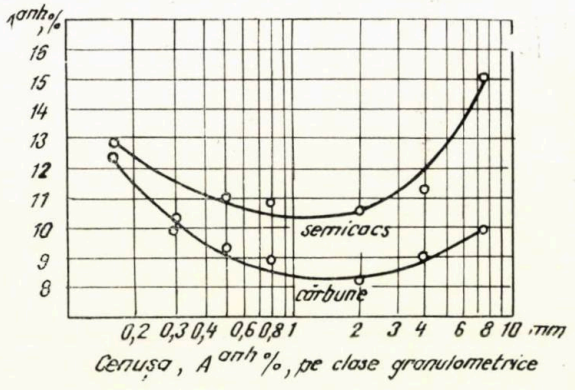


Fig. 2

cu clasa granulometrică, fiindcă sterilul trece într-o granulaţie mai fină sau mai mare, după cum se macină mai uşor sau mai greu.

În figurile 1 şi 2 este prezentată variaţia conţinutului de cenuşă şi de materii volatile

Tabela 1

Granulaţie, mm		Conţinut de cenuşă, A^{anh}, %	Umiditate, W^{anh}, %	Conţinut de mat. volatile V^{anh}, %
Cărbune	0—10	7—12	7—11	30—42
Semicocs	0— 5	9—15,5	7,5—35	10—16
Cocs	0— 5	11—17	7,5—35	5—7

din semicocs cu granulaţia de —10 mm. Variaţia conţinutului de cenuşă pe clase granulometrice (fig. 2) la semicocs arată o creştere a procentului de cenuşă la particule mai mici de 0,5 mm şi mai mari de 2 mm, ceea ce arată că variaţia conţinutului de cenuşă din semicocs este asemănătoare cu a cărbunelui brut măcinat.

Cocsul de fluidizare obţinut la uzina „Victoria" — Călan are aceeaşi granulaţie ca şi semicocsul de fluidizare dar are un conţinut de materii volatile mai mic. Domeniile în care variază parametrii caracteristici ai cărbunelui şi ai cocsului de fluidizare de la uzina „Victoria" — Călan sînt prezentate în tabela 1.

Aşadar pentru determinări corecte, experimentările trebuie executate cu probe care să cuprindă toate granulaţiile existente în semicocsul şi în cocsul de fluidizare şi care au un conţinut de cenuşă între 7 şi 17%.

La determinarea conţinutului de cenuşă din cărbuni se utilizează îndeosebi fenomenele de retroîmprăştiere a radiaţiilor nucleare, care prezintă printre altele şi avantajul că la traductorul respectiv, detectorul şi sursa de radiaţii sînt situate de aceeaşi parte a probei cercetate. Spre deosebire de reflexia optică, fenomenul retroîmprăştierii radiaţiilor nucleare este un proces nu numai de suprafaţă, ci şi de adîncime, ceea ce duce la o absorbţie parţială a radiaţiilor incidente. Intensitatea radiaţiilor retroîmprăştiate depinde de mai mulţi factori şi anume: numărul de ordine al materialului retroîmprăştietor, grosimea, densitatea şi umiditatea materialului, geometria de măsurare etc.

Evaluarea conţinutului de cenuşă se bazează în special pe faptul că intensitatea radiaţiilor retroîmprăştiate variază cu numărul de ordine al elementelor conţinute în materialul analizat (fig. 3). Acest lucru este posibil fiindcă cenuşa cuprinde elemente cu numere de ordine mai mari ca 12 (Si, Ca, Mg, Al, Fe), deci superioare numărului de ordine al carbonului (6). Deoarece măsurarea pe cale radiometrică se face prin comparaţii, este necesară trasarea unei curbe etalon (conţinutul de cenuşă — intensitate radiaţii retroîmprăştiate), folosind probe de cărbune cu conţinut de cenuşă cunoscut.

Pentru determinarea corectă a conţinutului de cenuşă pe cale radiometrică trebuie să se aibă în vedere asigurarea următoarelor condiţii:

— grosimea probei măsurate trebuie să fie cel puţin egală cu grosimea de saturaţie, pentru ca intensitatea radiaţiilor de retroîmprăştiere să nu depindă de grosime;

— greutatea volumetrică a probei să nu varieze;

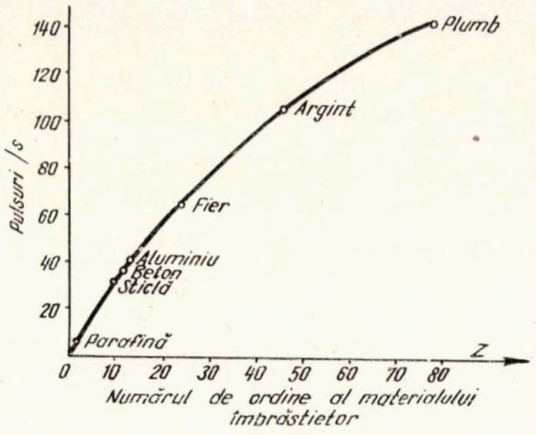


Fig. 3

— sursa de radiaţii să fie bine ecranată, iar fasciculul, colimat;

— să se folosească radiaţii care să asigure obţinerea unei valori mari a coeficientului de retroîmprăştiere, pentru variaţia mică a conţinutului de cenuşă;

— geometria de măsurare să fie astfel aleasă, încît intensitatea radiaţiilor retroîmprăştiate să fie maximă;

— să se asigure înlăturarea prealabilă a umidităţii probelor, deoarece umiditatea influenţează rezultatele;

— compoziţia chimică a cenuşii să nu varieze în limite prea mari, mai ales în ceea ce priveşte elementele cu coeficient mare de absorbţie, cum este fierul.

În cele ce urmează se descriu cercetările efectuate pentru stabilirea condiţiilor de determinare a conţinutului de cenuşă, în cazul folosirii retroîmprăştierii radiaţiilor beta (Tm^{170}) şi a radiaţiilor gama (Tl^{204}).

Determinarea conţinutului de cenuşă prin retroîmprăştierea radiaţiilor beta

În literatura de specialitate [14], pentru măsurarea intensităţii radiaţiilor beta retroîmprăştiate se folosesc detectoare Geiger-Müler sau camere de ionizare speciale, la care sursa de radiaţii este fixată în centrul suprafeţei camerei de ionizare sau în jurul ei.

În lucrarea de faţă s-au folosit mai multe contoare Geiger-Müller cu fereastră, aşezate într-o poziţie specială faţă de sursa de radiaţii.

Metoda determinării conţinutului de cenuşă a semicocsului şi a cocsului de fluidizare cu ajutorul radiaţiilor beta prezintă avantajul că compoziţia chimică a cenuşii influenţează

puțin rezultatele, deoarece această împrăștiere depinde numai de $Z^{0,7}$ și în acest caz absorbția radiațiilor beta este aproape independentă de numărul de ordine Z al substanței absorbante. Condiția esențială de care trebuie să se țină seama la aceste măsuri este întrebuințarea unui strat de material cărbunos, de grosime egală cel puțin cu grosimea de saturație.

În afară de aceasta trebuie să se aibă în vedere că intensitatea radiațiilor retroîmprăștiate este proporțională cu activitatea sursei de radiații și depinde de densitatea materialului, suprafața probei, suprafața efectivă a detectorului etc.

Pentru măsurarea intensității radiației beta retroîmprăștiate a unei probe de semicocs de fluidizare, s-a folosit instalația reprezentată schematic în figura 4. În jurul unui conteiner (cu diametrul de 10 mm), care conține surse de radiații, se găsesc patru contori Geiger-Müller cu fereastră, legați în paralel la sursa de înaltă tensiune a unui cadențmetru VA-G-41, prin intermediul adaptorului din figura 5. S-a ales această geometrie de măsurare pentru a asigura o captare bună a radiațiilor retroîmprăștiate.

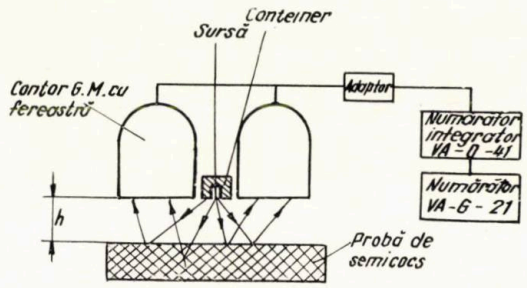


Fig. 4

Conform datelor obținute din literatură s-a ales o sursă de 0,22 mCi de Tl^{204}, care emite radiații beta cu energie maximă 0,765 MeV. Fondul de radiații rezultat în aceste condiții a fost de 485 pulsuri pe minut.

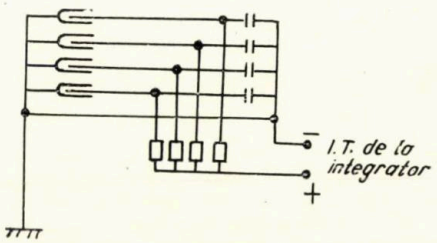


Fig. 5

Studiindu-se variația intensității radiației retroîmprăștiate în funcție de grosimea stratului la diferite materiale, a rezultat că pentru grosimi mici (fig. 6) ele variază liniar; după atingerea grosimii de saturație, intensitatea radiației retroîmprăștiate rămîne constantă. În figura 7 se prezintă curba obținută experimental pentru probe de semicocs cu grosimi peste 1 mm.

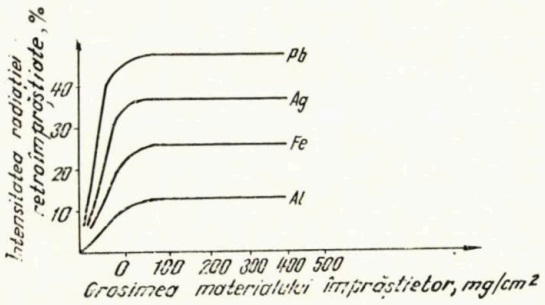


Fig. 6

Se observă că peste această grosime intensitatea radiației retroîmprăștiate rămîne constantă și deci grosimea de saturație este mai mică de 1 mm.

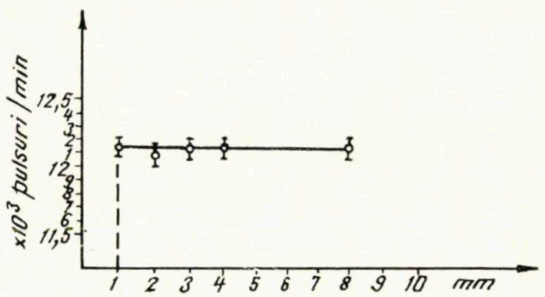


Fig. 7

Partea inițială a curbei nu este reprezentată, fiindcă nu s-au putut efectua măsurări în probe cu o grosime mai mică de 1 mm. S-a constatat că intensitatea radiației retroîmprăștiate crește o dată cu grosimea probei, pînă la o valoare de saturație dată de formula:

$$d_{sat} = \frac{\sqrt{E^3}_{\beta max}}{10 \cdot \rho}, \text{ cm}, \qquad (1)$$

unde

$E_{\beta_{max}}$ este energia maximă a radiațiilor beta (MeV);

ρ — densitatea materialului retroîmprăștiat g/cm³.

În cazul de față $E_{\beta_{max}} = 0{,}765$ MeV, iar $\rho = 0{,}5$ g/cm³.

Aplicînd formula de mai sus, se obține $d_{sat} = 0{,}1$ cm, ceea ce corespunde cu date obținute experimental.

Pentru a elimina influența granulației asupra retroîmprăștierii radiațiilor s-au luat probe de semicocs cu o granulație de −0,25 mm. Proba cu o greutate de 50 g este introdusă într-o capsulă de sticlă cu diametrul de 100 mm.

După umplere s-a răzuit partea superioară a capsulei, pentru a se obține o suprafață netedă.

Pentru a exclude în mai mare măsură erorile provocate de neuniformitățile suprafeței probei, s-a ales cea mai favorabilă geometrie de măsurare, adică aceea la care variația intensității radiației retroîmprăștiate cu variația distanței h, dintre probă și detector, este minimă.

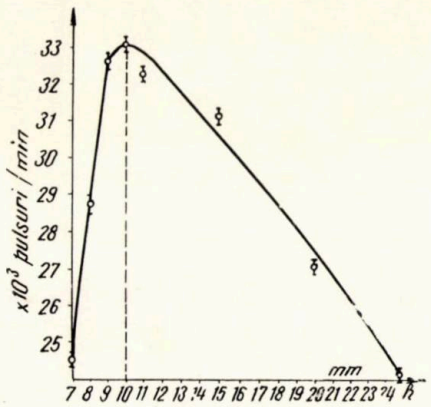


Fig. 8

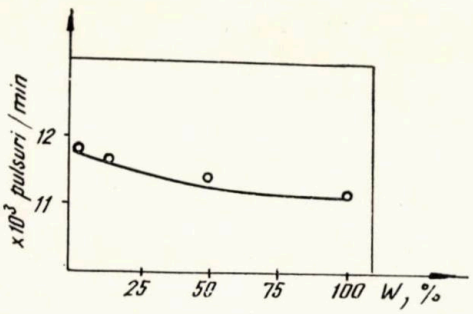


Fig. 9

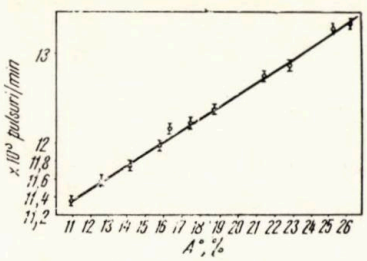


Fig. 10

Trasînd curba de variație a intensității (radiației retroîmprăștiate în funcție de h, fig. 8) se obține o curbă cu un maxim pentru o anumită distanță. În cazul instalației de față la distanța de 10 mm variația intensității retroîmprăștiate este minimă pentru mici variații ale distanței h.

Intensitatea radiațiilor retroîmprăștiate este influențată și de umiditatea materialului; în figura 9 se prezintă variația intensității retroîmprăștiate cu umiditatea semicocsului. Faptul că intensitatea retroîmprăștiată scade o dată cu creșterea umidității se explică prin aceea că apa are o influență mai mare asupra absorbției decît asupra retroîmprăștierii radiațiilor. Din această cauză este necesar ca toate probele folosite să aibă umiditate constantă.

Pentru trasarea curbei etalon (curba de variație a intensității radiației retroîmprăștiate în funcție de conținutul de cenușă) s-au folosit probe de semicocs cu granulație de —0,25 mm, uscate în prealabil, cu conținut de cenușă cunoscut. În figura 10 este reprezentată curba etalon pentru semicocs. Fiecare punct reprezintă media a trei determinări a 5 min, efectuate pentru fiecare probă. Se observă că pentru un conținut de cenușă cuprins în intervalul 11 — — 26%, curba etalon este o dreaptă. Rezultă că pentru acest domeniu curba sensibilității metodei este o constantă.

Calculînd eroarea de indicație a instalației de măsurare, a rezultat valoarea de 1,2%, care este mai mare decît eroarea maximă admisă de standardul de stat pentru conținutul de cenușă (0,7%).

Se constată că determinarea conținutului de cenușă din materialele cărbunoase, prin metoda retroîmprăștierii radiațiilor beta, se poate face cu o precizie apropiată de aceea din standardul de stat pentru metoda calcinării. Determinările prin această metodă durează puțin (circa 5—10 min), însă rezultatele sînt influențate de faptul că este greu a se obține probe cu suprafață uniformă. Pentru determinări corecte, proba de material trebuie uscată și măcinată.

Determinarea conținutului de cenușă prin retroîmprăștierea radiațiilor gama

Ca și în cazul radiațiilor beta, retroîmprăștierea radiațiilor gama este însoțită de pierderea unei părți din energia fotonilor din fasciculul incident. La atenuarea radiațiilor gama, cazul de față, trebuie considerat efectul fotoelectric și efectul Compton.

Intensitatea radiațiilor retroîmprăștiate scade cu creșterea conținutului de cenușă deoarece cuantele gama împrăștiate sînt din nou atenuate în material atunci cînd se întorc spre detector.

În fenomenul de fotoabsorbție, coeficientul de absorbție masic este invers proporțional cu energia radiațiilor și proporțional cu numărul de ordine la puterea 4 sau 5, pentru energii mai mici. De asemenea, la împrăștierea Compton coeficientul de împrăștiere masic depinde de energia radiațiilor și de numărul de ordine. Prin urmare, pentru a obține o sensibilitate de măsurare bună este necesar ca izotopul radioactiv să aibă o energie, pentru care între coeficientul de atenuare masic al cărbunelui și al sterilului să fie o diferență mare.

Din studiul variației coeficientului de absorbție masic cu energia se observă că domeniul de energie al radiațiilor gama, pentru care coeficientul de absorbție masic variază apreciabil cu numărul de ordine, este acela al energiilor mai mici de 0,2 MeV.

Izotopii gama activi care emit radiații cu energie mai mică de 0,2 MeV și au un timp de înjumătățire convenabil sînt:

Tm^{170}	$T_{1/2} = 127$ d	E = 0,084 MeV
Am^{241}	$T_{1/2} = 460$ a	E = 0,060 MeV

Dintre acești izotopi cel mai indicat pentru astfel de determinări este Am^{241}, care are o perioadă de înjumătățire foarte lungă și nu mai necesită etalonarea zilnică a instalației de măsurare, ca în cazul izotopului Tm^{170}. Neavînd la dispoziție Am^{241}, în cadrul experimentărilor de laborator efectuate, s-a folosit Tm^{170} cu activitate de 1,8 $\pm$ 0,3 Ci.

Pentru determinări s-a utilizat instalația de măsurare reprezentată schematic în figura 11, compusă dintr-o furcă de măsurare care susține traductorul de intrare — format dintr-un conteiner de plumb cu sursă de radiații — și un contor cu scintilație cu cristal de NaI(Tl). Detectorul este cuplat cu un cadențmetru care indică intensitatea radiațiilor retroîmprăștiate atît digital, cît și analogic.

Pentru a avea o sensibilitate mai mare, fasciculul de radiații a fost colimat. Timpul de înjumătățire al Tm^{170} fiind relativ mic, este nevoie ca instalația de măsurare să fie reetalonată zilnic. Reetalonarea s-a făcut raportînd fiecare măsurare a intensității radiațiilor retroîmprăștiate la intensitatea radiațiilor retroîmprăștiate de o probă etalon care a fost aceeași în fiecare zi (o placă din plexiglas de 10 mm grosime).

Primele experimentări au urmărit stabilirea grosimii probei de semicocs și a geometriei de măsurare.

În figura 12 se arată variația intensității radiațiilor gama retroîmprăștiate cu grosimea probei de semicocs.

Examinînd această curbă rezultă că proba de semicocs trebuie să aibă o grosime de minimum 150 mm. În experimentările efectuate s-au folosit probe de semicocs cu o greutate de circa 1,5 kg, introducînd-o într-o cutie de metal cu diametrul și înălțimea de 200 mm. Principalii parametri care determină geometria instalației de măsurare sînt: unghiul dintre axul optic al detectorului și normala la suprafața probei; unghiul dintre axul optic al conteinerului și

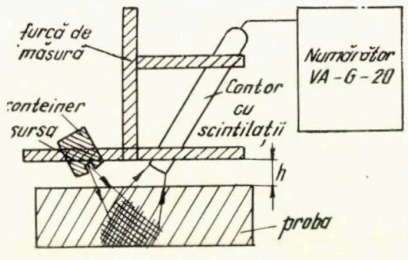


Fig. 11

normele la suprafața probei; distanța dintre sursă și detectorul de radiații.

În cercetările de fixare a geometriei optime de măsurare s-a căutat să se favorizeze retroîmprăștierea radiațiilor de suprafață, deoarece în acest caz intensitatea radiațiilor retroîmprăștiate depinde mai puțin de numărul de ordine, adică de variațiile compoziției chimice ale cenușii. Acest lucru s-a realizat prin mărirea unghiului dintre axele optice ale detectorului și ale

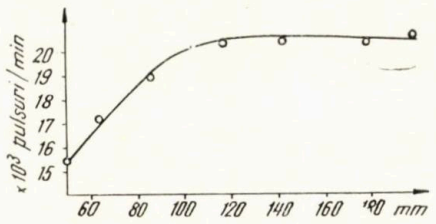


Fig. 12

conteinerului cu sursa de radiații, precum și prin mărirea distanței dintre detector și sursa de radiații.

În urma diferitelor încercări executate a rezultat că pentru instalația experimentală se realizează o geometrie optimă de măsurare pentru un unghi între axul optic al detectorului și normală, de 20°, un unghi între axul optic al conteinerului și normală, de 45°, și o distanță între sursa de radiații și detector, de 210 mm.

Pentru stabilirea distanței h dintre planul suprafeței probei și cel al sursei de radiații s-au măsurat două probe cu densități diferite (0,12 și 0,21 g/cm^3).

Variația intensității radiațiilor retroîmprăștiate în funcție de distanța h este reprezentată în figura 13. Din examinarea celor două curbe se deduce că distanța, la care indicația aparatului este maximă și variază foarte puțin în funcție de variațiile mici ale acesteia, este în acest caz de 85 mm. De asemenea, se constată că pentru a determina corect conținutul de cenușă, proba trebuie să aibă aceeași densitate aparentă. Acest lucru se realizează prin măcinarea probei la o granulație mai mică de 1 mm. Totuși, se observă că pentru anumite distanțe h (40 mm), determinările nu sînt influențate de densitatea aparentă a probei.

Influența umidității asupra rezultatelor determinărilor s-a studiat cu ajutorul a două probe de semicocs cu umiditate diferită (4 și 36%). Curbele obținute sînt reprezentate în figura 14. Aceste curbe arată că intensitatea radiațiilor retroîmprăștiate variază sensibil cu umiditatea, totuși există un domeniu pentru distanțe h, mai mic de 40 mm, în care umiditatea nu influențează apreciabil rezultatele.

Aceste cercetări au arătat că determinarea radiometrică a conținutului de cenușă este rapidă și durează aproximativ 15 min.

Pentru determinarea corectă a conținutului de cenușă, prin metoda retroîmprăștierii radiațiilor, este necesar să se asigure următoarele operații: proba de material să fie uscată la max. 140°C și măcinată la o granulație mai mică de 1 mm; grosimea probei să fie egală sau mai

mare decît grosimea de saturaţie; măsurările să se execute în condiţiile unei geometrii optime; curba etalon să se traseze din nou, de fiecare dată cînd au loc schimbări în compoziţia chimică a cenuşii.

Determinarea conţinutului de cenuşă prin metoda retroîmprăştierii radiaţiilor gama este mai avantajoasă pentru următoarele motive:

— proba examinată este mult mai reprezentativă, avînd o greutate de circa 1,5 kg, faţă

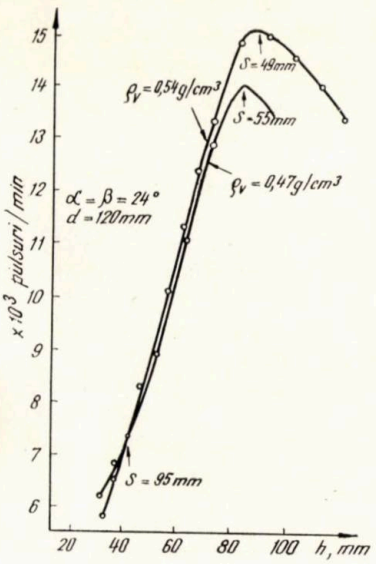


Fig. 13

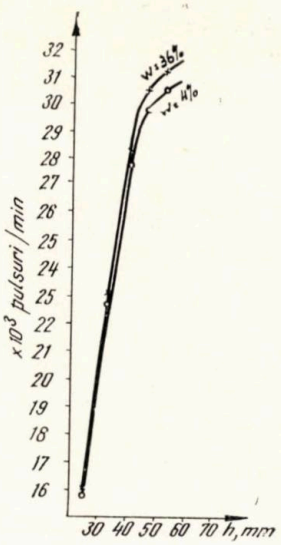


Fig. 14

de 1 g cît se întrebuinţează la metoda standardizată;

— dă posibilitatea determinării influenţei variaţiei compoziţiei chimice a cenuşii (pentru o geometrie corespunzătoare), folosind radiaţiile de fluorescenţă, produse chiar de fierul conţinut în material [5];

— oferă perspectiva de măsurare a conţinutului de cenuşă în flux, prin stabilirea unei geometrii de măsurare convenabilă, care să fie independentă de densitatea aparentă şi de umiditatea materialului analizat.

BIBLIOGRAFIE

[1] Koch S. şi Liebig W. *Bestimmung des Aschegehalts von Braunkohle mittels — Rückstreuung.* Isotopentechnik, 12, 1962, p. 353.

[2] Dresie H. *Cercetări pentru determinarea conţinutului de cenuşă din cărbuni, cu ajutorul radiaţiilor beta şi gama.* Tehnica nucleară, nr. 12, 1962, p. 701.

[3] Lother Hardt. *Erfahrunger mit einem Isotopengerät zum Kontinuierlichen und schnell Ermitteln des Aschegehaltes von Kokskohle.* Glückauf 101, nr. 11, 1965, sau Tehnică nucleară, nr. 1, 1966.

[4] Koch S. şi Windelband R. *Determinarea conţinutului de cenuşă din cărbuni bruni, cu ajutorul radiaţiilor gama emise de nuclidul radioactiv* Tm^{170}. Tehnica nucleară, nr. 12, 1964, p. 712.

[5] Lothar Hardt. *Ein Schellverfahren zum Bestimmen des Aschegehaltes von Feinkohle mit Hilfe weicher Quantenstrahlung.* Glückauf, R.F.G., 98, 143, 4, 1962, p. 823.

[6] * * * *Asch content determination by radiation.* Power and Werks Engineering, nr. 685, 1963, p. 15.

[7] * * * *The Simcar ash recorder.* Golliery Engng. 40, nr. 471, mai, 1963, p. 192.

[8] Dumitrescu T. *Tehnica nucleară în industria cărbunelui.* Tehnica nucleară, nr. 1, 1963, p. 3.

[9] Meerman P. G. *Möglichkeiten und Grenzen der Bestimmung des Aschgehaltes von Kohle mit physikalischen Verfahren.* Glückauf 101, 23, nov. 1965, p. 1341.

[10] Padberg W. *Erfahrunger mit dem Gendrese — Gerät zur Bestimmung des Aschgehaltes de Kohle.* Glückauf 101, 1965, nr. 23, nov. 1965, p. 1348.

[11] Jirkovsky R. *Novy pristroj no radiometricke stanoveni popelnatosti uhli absorpci gama zareni.* Jaderna Energie VI, nr. 2, 1960, p. 23.

[12] * * * *Nuclear source in British instrument for automatic measurement of cool ash content.* Mining equipment, nr. 5, 1963.

[13] Koch S. şi Schleife F. *Măsurarea conţinutului de cenuşă din probele de cărbuni prin procedeul retroîmprăştierii radiaţiilor beta, cu o cameră de ionizare.* Tehnica nucleară, nr. 8, 1966.

[14] Hardt H. *Radioactive Isotope in der Dickenmessung.* Veb Verlag Technik, Berlin, 1958.

CONSIDERATIONS REGARDING THE RADIOMETRIC METHOD FOR ASH CONTENT ESTIMATION IN COKE AND FLUIDIZATION SEMI-COKE BY NUCLEAR RADIATION BACK-SCATTERING

The paper anlyses estimation methods for ash content by backscattering of beta and gamma radiations emitted by Tl^{201} *and* Tm^{170} *radionuclides.*

Performed investigations showed the advantage of gamma-ray utilization for ash content estimation in coke and fluidization semi-coke.

The precision of both methods is decisively influenced by fluctuations in chemical composition of ash, as well as by bulk density and humidity of proof sample.

CONSIDÉRATIONS CONCERNANT LA MÉTHODE RADIOMÉTRIQUE DE DÉTERMINATION DU CONTENU EN CENDRES DU COKE ET DU SEMI-COKE DE FLUIDISATION, PAR LA RETRO-DIFFUSION DES RAYONS NUCLÉAIRES

On discute les méthodes de détermination du contenu en cendres, au moyen du retro-diffusion des radiations beta et gamma émis par les radionuclises Tl^{201} *et* Tm^{170}.

Les expériences effectuées ont montré que l'on a avantage à utiliser la méthode du retro-diffusion des radiations gamma pour déterminer le contenu en cendres du coke et du semi-coke de fluidisation.

La précision des deux méthodes est sensiblement influencée par les variations de la composition chimique de la cendre, par le poids volumétrique et par l'humidité des échantillons.

Ventilarea şi desprăfuirea la fabricarea fluxului de sudură în cuptoare cu arc de 1,5 t

Ing. V. ISTODOR
IPROMET

CZ 628.511.1 : 621.791.048 : 621.365.3

Fluxul de sudură se obţine prin topirea în cuptoare electrice cu arc căptuşite cu masă carbonică, la o temperatură de 1 500 — 1 600°C a unui amestec de piroluzită, fluorină, nisip şi alte materii prime uscate, cu granulaţii corespunzătoare.

gazele care se dezvoltă în cuptor în timpul elaborării şarjei, precum şi experimentarea unor sisteme de captare şi neutralizare a gazelor, s-au făcut experimentări la ICEM, de elaborarea fluxului de sudură într-un cuptor electric de 0,3 t. Rezultatele sînt prezentate în tabela 1.

Tabela 1

Nr. şarjei	Temperatura gazelor, °C		Debitul, Nm³/h		Concentraţia de fluor în gaze	Analiza gazului, %			Cantitatea de flux uscată obţinută, t/şarjă	Durata şarjei, h
	la ieşire	după amestecare cu aer	aer de amestec	gaze		CO_2	CO	O_2		
1	190	—	—	—	200	8,4	10	7,6	82	2,00
2	340	—	—	—	35	8,0	3,8	2,0	267	1,83
3	620	82	100	12	65	11,0	7,8	5,0	142	3,75
4	550	52	600	30	30	7,0	10,0	3,2	210	1,67
5	600	114	590	50	55	9,2	9,0	2,0	230	1,92
6	390	50	191	16	335	9,0	26,0	5,4	158	2,08
7	400	70	285	40	1 470	2,6	0,0	17,0	190	1,50
8	560	90	430	64	110	17,0	5,6	5,0	188	2,00
9	440	51	100	5	6 150	8,0	33,0	9,0	192	2,25
10	410	35	335	13	160	0,6	4,2	18,0	204	1,33

Dozarea materialelor se face cu alimentatoare vibrante, iar proporţiile se stabilesc cu ajutorul cîntarelor semiautomate. Amestecarea se face într-o tobă de omogenizare, de unde sînt descărcate în bene şi trimise la buncărele de alimentare ale cuptoarelor electrice.

Fluxul topit se descarcă prin basculareа cuptorului în gropile de granulare pline cu apă; după granulare se usucă într-un uscător rotativ, se macină şi se sortează, pentru a avea o granulaţie finală de 0,4 — 2,5 mm.

Fabricarea fluxului de sudură a fost iniţiată în ţară în anul 1957, cînd s-a construit la uzinele „Industria sîrmei" — Cîmpia Turzii, în cadrul secţiei de electrozi de sudură, un cuptor experimental cu flacără, în care s-au făcut experimentări de preparare a fluxului, în perioada 1957 — 1960; pe baza acestor experimentări s-a proiectat la această uzină o fabrică de flux pentru sudură.

Pentru obţinerea de date privind debitul, presiunea, compoziţia şi cantitatea de praf din

Din tabelă rezultă:

— compoziţia chimică medie a gazului a fost de 9% CO_2, 11% CO şi 7% O_2;

— concentraţia maximă de acid fluorhidric a fost de 6 150 mg/Nm³ şi medie, de 860 mg/Nm³;

— debitul maxim de gaze a fost de 64 Nm³/h, ceea ce revine la 700 Nm³/t de flux uscat;

— temperatura gazelor la ieşire nu a depăşit 620°C.

De asemenea, din datele de exploatare ale unor fabrici de flux de sudură din U.R.S.S. [3] reiese că, concentraţia de praf în gaze variază în limite largi, de la 7 la 340 g/Nm³ de gaz, funcţie de marca fluxului şi faza de elaborare, iar granulaţia medie a prafului este:

pentru particule	< 5μ	50%;
de la 5 pînă la	10μ	30%;
de la 10 pînă la	60μ	15%;
pentru particule	> 60μ	5%.

Greutatea specifică a prafului de flux v.. ..ză de la 2,4 la 3,1 g/cm ^{3}.

Din experimentările făcute la ICEM şi în cele constatate la uzinele similare rezultă că procesul de elaborare a fluxului de sudură, începînd cu depozitul de materii prime şi continuînd cu însilozarea, dozarea, omogenizarea şi prepararea fluxului, necesită rezolvarea următoarelor probleme pe linie de protecţia muncii: captarea şi reţinerea prafului; captarea şi neutralizarea acidului fluorhidric; evacuarea degajărilor de căldură şi a noxelor rămase în hală.

În acest scop, la fabrica de flux de sudură de la uzinele „Industria Sîrmei" — Cîmpia Turzii, s-au proiectat următoarele instalaţii: de desprăfuire la depozitul de materii prime la silozuri — dozare — omogenizare la prepararea fluxului; de epurare a gazelor la cuptoarele electrice şi la gropile de granulare, precum şi o instalaţie de evacuare generală a nocivităţilor din hală.

Sistemul de desprăfuire şi epurare a gazelor s-a ales astfel, încît cantităţile de substanţe nocive evacuate la coş să nu depăşească, după dispersia în atmosferă, limitele admise la nivelul solului de „Normele republicane de protecţia muncii" — ediţia 1966: pentru praf cu conţinut de SiO_2 sub 10%, 8 mg/m ^{3}; pentru acid fluorhidric, 1 mg/m ^{3}.

Acestea sînt valabile şi pentru interior, în zonele de lucru.

Descrierea şi funcţionarea instalaţiilor. Instalaţia de desprăfuire la depozitul de materii prime serveşte la captarea şi curăţarea de praf a aerului aspirat de la carcasele utilajelor şi ale gazelor aspirate de la uscătorul rotativ. Înainte de intrarea într-un hidroclon aerul este amestecat cu gazele calde la temperatura de 150°C, aspirate de la uscătorul rotativ, astfel că în final temperatura lor ajunge la 50°C.

Vehicularea gazelor se face cu un ventilator obişnuit, amplasat într-un spaţiu închis, împreună cu hidroclonul.

Instalaţia de desprăfuire la silozuri — dozare — omogenizare a fost prevăzută în scopul captării şi al curăţării de praf a aerului aspirat de la silozuri la cîntărirea, omogenizarea şi descărcarea materiei prime, de la buncărele de alimentare a cuptorului, precum şi a aerului aspirat de la fluxul retur. Evacuarea aerului la coş se face cu un ventilator după ce praful a fost reţinut într-un hidroclon.

Instalaţia de desprăfuire la prepararea fluxului serveşte la captarea şi epurarea prafului din gazele aspirate de la utilajele din procesul tehnologic ce urmează după uscarea fluxului.

Înainte de intrarea în tubul Venturi cu injecţie axială a apei, aerul este amestecat cu gazele calde la temperatura de 150°C, rezultate de la uscătorul rotativ. Amestecul de gaze la temperatura de 45°C este curăţat de praf şi neutralizat de urmele de acid fluorhidric cu ajutorul unei soluţii de lapte de var injectată în tubul Venturi.

Cuptoarele electrice pentru topirea materiei prime necesare obţinerii fluxului degajă gaze, care conţin praf şi compuşi ai fluorului în concentraţii destul de ridicate. Pentru captarea acestora, pe bolta cuptorului, în jurul electrozilor, s-a prevăzut o hotă cu un ştuţ de aspiraţie racordat la o conductă telescopică pentru asigurarea captării gazelor şi în timpul basculării cuptorului; conducta este prevăzută cu o clapă de aer fals, care se reglează manual, pentru a menţine temperatura gazelor în limita de 400°C.

Pentru ca gazele să nu ajungă la instalaţia de epurare cu mai mult de 200°C s-a prevăzut o clapă de reglaj cu servomotor acţionat de un termoregulator montat în aval. După clapa de reglaj cu servomotor, conductele ies în exteriorul halei, la prima treaptă de epurare şi neutralizare a gazelor (tubul Venturi cu injecţie axială a apei în soluţia neutralizantă de lapte de var).

Treapta a doua de epurare o formează un tub Venturi, cu injecţie radială a apei în soluţie neutralizantă de lapte de var, unde sînt reţinute particulele mai fine de praf şi urme din acidul fluorhidric rămase de la prima treaptă. Tubul este cuplat cu un ciclon cu peliculă de apă în care praful este reţinut sub formă de şlam care se evacuează la decantor.

Vehicularea gazelor se face cu ajutorul unui ventilator de construcţie specială la un coş cu înălţimea de 30 m, calculate astfel, încît cantităţile de substanţe nocive să nu depăşească, după dispersie, limitele admise de norme. Pe conductele de legătură la coş, imediat după separatorul de picături, s-a prevăzut o clapă închis-deschis, acţionată automat în cazul opririi ventilatorului, pentru evitarea circulaţiei inverse a gazelor evacuate la coş de către celelalte instalaţii.

Pentru captarea vaporilor cu urme de acid fluorhidric din gropile de granulare se foloseşte o instalaţie de epurare similară cu cea de la cuptoarele electrice, amplasată de asemenea în exteriorul halei.

În plus această instalaţie serveşte ca rezervă în caz de defectare a unei instalaţii de epurare de la cuptoarele electrice, deoarece la o şarjă granularea durează între 5 şi 8 min.

Conductele instalaţiilor de epurare a gazelor, de la cuptoarele electrice şi gropile de granulare cît şi coşul de gaze se execută din oţel special X.10 Cr. Ni. Mo. Ti 1810 (V4A) cu grosimea de 3 mm. Noxele rămase în hală şi degajările de căldură sînt evacuate cu ajutorul instalaţiei de aspiraţie generală, prevăzută cu ventilatoare axiale cu jaluzele montate în lanternoul clădirii. Instalaţia are 11 ventilatoare, din care 7 funcţionează în timpul verii şi unul iarna; pe timpul verii rămîn de rezervă 4 ventilatoare.

Compensarea aerului aspirat din hală şi a pierderilor de căldură se face cu aer încălzit în 18 aeroterme, avînd un debit de aer fiecare de 3 000 m ^{3}/h.

Caracteristicile tehnice ale instalaţiilor :

a) Instalaţia de desprăfuire la depozitul de materii prime şi silozuri — dozare — omogenizare :

— debitul de aer aspirat . . . . . 12 000 m/h ;
— temperatura gazelor . . . . . 20—50°C ;
— rezistenţa hidraulică a reţelei de conducte la o viteză a aerului de 16—19 m/s . . . . . 200—240 mm CA ;
— rezistenţa hidraulică a hidroclonului . . . . . 200 mm CA ;
— consumul de apă continuu . . . . . 1 m^3/h ;
— consumul de apă pentru umplere rapidă . . . . . 7,5 m^3/h ;
— consumul de energie electrică orar . . 30 kWh ;

b) Instalaţia de desprăfuire la prepararea fluxului :

— debitul de aer aspirat . . . . . 14 000 m^3/h ;
— temperatura gazelor . . . . . 45°C ;
— rezistenţa hidraulică a reţelei de conducte la o viteză de 16—20 m/s . . . . . 260 mm CA ;
— rezistenţa hidraulică a tubului Venturi . . . . . 375 mm CA ;
— consumul de apă recirculată . . 21,5 m^3/h ;
— consumul de energie electrică orar 55 kWh ;

c) Instalaţia de epurare a gazelor la cuptoarele electrice :

— debitul de gaze . . . . . 6 200 m^3/h ;
— temperatura gazelor . . . . . 200°C ;
— rezistenţa hidraulică a reţelei de conducte la o viteză a gazului de maximum 20 m/s . . . 450 mm CA ;
— rezistenţa hidraulică a tubului Venturi cu injecţie axială a apei . . . . . 230 mm CA ;
— rezistenţa hidraulică a tubului Venturi cu injecţie radială a apei . . . . . 730 mm CA ;
— rezistenţa hidraulică a ciclonului cu peliculă de apă . . . . . 60 mm CA ;
— consumul de apă recirculată . . . 13,5 m^3/h ;
— consumul de energie electrică orar 55 kWh ;

d) Instalaţia de epurare a gazelor la gropile de granulare :

— debitul de gaze . . . . . 6 700 m^3/h ;
— temperatura gazelor . . . . . 30°C ;
— rezistenţa hidraulică a reţelei la o viteză a gazului de maximum 20 m/s . . . . . 530 mm CA ;
— rezistenţa hidraulică a tubului Venturi cu injecţie axială a apei . . . . . 220 mm CA ;
— rezistenţa hidraulică a tubului Ventri cu injecţie radială a apei . . . . . 710 mm CA ;
— rezistenţa hidraulică a ciclonului cu peliculă de apă . . . . . 120 mm CA ;
— consumul de apă recirculată . . 18 m^3/h ;
— consumul de energie electrică orar 55 kWh ;

e) Instalaţia de evacuare generală a nocivităţilor din hală :

— debitul de aer evacuat pe timp de iarnă . . . . . 30 000 m^3/h ;
— debitul de aer evacuat pe timp de vară . . . . . 210 000 m^3/h ;
— numărul ventilatoarelor axiale . . 11
din care :
— pentru regim de iarnă . . . . . 1 buc. ;
— pentru regim de vară . . . . . 7 buc. ;
— pentru rezervă varà . . . . . 4 buc. ;
— consumul de energie electrică orar . . 27 kWh.

VENTILATION AND DUST SEPARATION DURING WELDING FLUX ELABORATION IN 1.5 TON ARC FURNACE

Process of welding flux elaboration requires the working out of following questions :
— dust collecting and arresting ;
— collecting and neutralizing of fluorine hydride ;
— removing of heat and remaining noxious gas releases from the building.

Investigations performed on an electric 0.3 ton furnace showed that the maximum gas flow amounted 700 Nm^3/dry flux ton, while temperature did not exceed 620 C dgr. Fluorine hydride concentration in gases reached at the upper limit 6150 mg/Nm^3.

As regards dust separation equipment, hydrocyclones were adopted for storages, silos, dosage and homogenization and Venturi tubes for gas purification at the electric furnaces, granulating pits and flux manufacturing.

General ventilation of the building is achieved by forced draught through the skylight by means of axial fans.

Exhaust air is compensated for by aerotherms.

LA VENTILATION ET LE DÉPOUSSIÈRAGE PENDANT LA FABRICATION DU FLUX DE SOUDURE DANS LES FOURNEAUX À ARC DE 1,5

Le processus d'élaboration du flux de soudure impose la solution des problèmes suivants : la captation et la rétention de la poussière ; la captation et la neutralisation de l'acide fluorhydrique ; l'évacuation de la chaleur dégagée et des gaz nocifs restants dans la halle.

Les expériences effectuées avec un fourneau de 1,5 t ont démontré que le débit maximum de gaz a été de 700 Nm^3/t de flux sec, et que leur température n'a pas dépassé 620°C. La concentration de l'acide fluorhydrique dans le gaz a été de maximum 6 150 mg/Nm^3.

Pour les installations de dépoussièrage du depôt et des silos — dosage — homogénisation — on a adopté, comme aggrégat de dépoussièrage, le hydroclone, et pour l'épuration des gaz dégagés dans les fourneaux électriques, les fosses de granulation et la préparation du flux dans des tubes Venturi.

La ventilation générale de la halle se fait en régime forcé par les vitres des plafonds et à l'aide de ventilateurs axiaux.

La compensation de l'air aspiré de la halle s'effectue à l'aide d'aérothermes.

Echivalarea cocsului de fluidizare la cocs clasic, în procesul de aglomerare a minereurilor de fier pe bandă

Ing. S. CĂLINESCU
Combinatul siderurgic — Reşiţa

Combustibilul clasic folosit la aglomerarea minereurilor de fier pe bandă este cocsul mărunt rezultat de la furnale. O dată cu creşterea proporţiei de aglomerat în încărcătura furnalelor şi cu reducerea consumului specific de cocs la elaborarea fontei, cantitatea de cocs mărunt rezultată prin sitarea cocsului înainte de introducerea în furnal a devenit insuficientă.

Înlocuirea cocsului mărunt clasic cu alţi combustibili solizi nu prezintă dificultăţi în procesul de aglomerare, cu condiţia ca aceştia să aibă un conţinut redus de materii volatile.

La utilizarea cocsului de fluidizare s-a observat că este necesar să se majoreze conţinutul de carbon al amestecului supus aglomerării pentru a menţine aceeaşi rezistenţă a aglomeratului. Aceasta înseamnă că în procesul de aglomerare carbonul cocsului de fluidizare este mai puţin utilizat decît carbonul cocsului clasic. Scopul lucrării este de a determina un indice de echivalare a carbonului cocsului de fluidizare faţă de carbonul cocsului clasic. Pentru aceasta s-au comparat rezultatele obţinute într-o perioadă experimentală de folosire a circa 30% cocs de fluidizare cu cele obţinute într-o perioadă de referinţă în care s-a folosit numai cocs clasic. Procesul de aglomerare a fost condus astfel, încît aglomeratul obţinut să aibă aceeaşi rezistenţă în ambele perioade, pentru a fi posibilă o comparaţie reală. De asemenea, s-au menţinut constante consumurile de gaz metan pentru aprindere şi suplimentar, precum şi înălţimea stratului.

Compoziţia procentuală a reţetelor de aglomerare folosite în cele două perioade este dată în tabela 1. Valorile din tabela 1 reprezintă cu aproximaţie şi consumurile specifice (la C. S. R. pentru 1 t aglomerat autofondant se consumă circa 1 t materiale fără cocs şi calcar).

Se observă că reţetele nu diferă substanţial. Deranjează însă proporţiile variabile de praf de furnal şi de şlam (ambele aducătoare de carbon), fapt de care se va ţine seamă în viitor.

Cocsul mărunt clasic şi cocsul de fluidizare folosite în cele două perioade au avut caracteristicile indicate în tabela 2.

Tabela 1

Component umed, %	Perioada	
	de experimentare 18–25 X	de referinţă 26–29 X
Minereu Krivoi Rog	58,6	53,8
Minereu Algerian	—	2,1
Concentrat Căpuş	22,1	26,1
Concentrat Ocna de Fier	6,0	6,0
Oxizi	5,0	4,0
Şlam	3,0	5,0
Praf de furnal	5,3	3,0
Total	100,0	100,0
Calcar	20,4	18,3

Tabela 2

	Cocs mărunt clasic		Cocs de fluidizare
	perioada de referinţă	perioada de experimentare	
Umiditate W_t, %	9,60	13,42	35,53
Cenuşe A^{anh}, %	13,15	13,69	17,00
Materii volatile V^{anh}, %	2,45	2,64	8,71
Carbon fix C_{fix}^{anh}, %	84,40	83,67	74,29
Granulaţie + 3 mm, %	7,7	7,6	4,5

Principalii indici medii de funcţionare a aglomeratului, obţinuţi în cele două perioade, sînt arătaţi în tabela 3.

Nu s-au observat efecte negative datorită conţinutului mai ridicat de materii volatile din cocsul de fluidizare.

Din datele prezentate se constată că folosind 30,8% cocs de fluidizare s-a înlocuit aproape 25% din cocsul clasic; productivitatea a crescut cu 3,3%; calitatea aglomeratului a rămas neschimbată; a crescut viteza verticală de sinterizare; a crescut temperatura gazelor în colectoare; a scăzut depresiunea în colectoare.

Tabela 3

Parametrul	Unitatea de măsură	Perioada	
		de experimentare	de referință
Timpul de funcționare (două benzi)	h/min	297,20	155,10
Consumul specific de combustibil umed	kg/t (%)		
— cocs clasic		61,00 (62,6)	77,50
— cocs de fluidizare		36,40 (37,4)	—
Total		97,40 (100,0)	77,50
Consumul specific de combustibil uscat	kg/t (%)		
— cocs clasic		52,85 (69,2)	70,00
— cocs de fluidizare		23,45 (30,8)	—
Total		76,30 (100,0)	70,00
Înălțimea stratului	mm	275	275
Producția specifică	t/m^2 zi ef (%)	26,9 (103,3)	26,0 (100)
Rezistența mecanică a aglomeratului (toba Rubin)	%	20,8	20,8
Granulația aglomeratului (—5 mm)	%	8,2	8,0
Bazicitatea aglomeratului	$CaO : SiO_2$	1,04	1,00
Conținutul de Fe	%	46,30	46,50
Conținutul de FeO	%	13,91	14,30
Viteza benzilor de aglomerare	m/min		
— banda nr. 1		2,45	2,00
— banda nr. 2		2,00	1,70
Temperatura în colectoare	°C		
— banda nr. 1		135	121
— banda nr. 2		125	116
Depresiunea în colectoare	mm col. apă		
— banda nr. 1		848	864
— banda nr. 2		866	882
Umiditatea amestecului	%	5,61	5,67

Modificările care au apărut se datoresc greutății specifice mai mici și reactivității mai mari a cocsului de fluidizare în comparație cu cele ale cocsului clasic.

Creșterea productivității în perioada de folosire a cocsului de fluidizare se datorează în parte și consumului mai mic de concentrat Căpuș, care este foarte mărunt.

Indicele de echivalare a cocsului de fluidizare față de cel clasic este dat de relația :

$$I_E = \frac{K_{fl}}{K_R - K_E},$$

în care :

K_{fl} este consumul specific de cocs de fluidizare ;

K_R — consumul specific de cocs clasic în perioada de referință ;

K_E — consumul specific de cocs clasic în perioada experimentală.

Acest indice se poate calcula la umed sau la uscat.

Pentru ca valorile lui I_E să nu fie eronate cocsul clasic din perioada experimentală trebuie echivalat în cocs clasic de referință și corectat datorită consumului diferit de praf și șlam.

Indicele de echivalare a carbonului cocsului de fluidizare față de carbonul cocsului clasic se calculează cu relația :

$$I_{E_c} = \frac{C_{fl}}{C_R - C_E},$$

în care :

C_{fl} este conținutul de carbon adus de cocsul de fluidizare ;

C_R — conținutul de carbon adus de cocsul clasic în perioada de referință ;

C_E — conținutul de carbon adus de cocsul clasic în perioada experimentală.

Deoarece proporțiile de praf și de șlam folosite în amestecul de aglomerare nu au fost constante în cele două perioade, trebuie să se aplice o corecție la diferența cantităților de carbon adusă de cocsul clasic.

Calculul corecției este redat în tabela 4

Tabela 4

	Consumul specific umed, kg/t aglomerat		Apa, %	Consumul specific uscat, kg/t aglomerat		Conținutul de carbon				Diferența conținuturilor de carbon, kg/t aglomerat, perioada de referință-experimentală
						%		kg/t aglomerat		
	perioada de referință	perioada experimentală		perioada de referință	perioada experimentală	perioada de referință	perioada experimentală	perioada de referință	perioada experimentală	
Praf	30	53	10	27	47,7	16,2	14,0	4,37	6,68	—2,31
Șlam	50	30	15	42,5	25,5	4,0	4,0	1,70	1,02	+0,68
Total :										—1,63 kgC

Observații : Conținutul diferit de carbon al prafului în cele două perioade se datorează folosirii a două calități de praf (Reșița și Călan) în proporții variabile

Indicele de echivalare după C_{fix} va fi:

$$I_{E_c} = \frac{23{,}45 \times 74{,}29}{70{,}00 \times 84{,}40 - 52{,}85 \times 83{,}67 - 1{,}63 \times 100} =$$

$$= 1{,}31 \frac{C_{cocs\ fl}}{C_{cocs\ cl}}$$

Valoarea acestui indice s-ar putea să varieze în funcție de proporția de cocs de fluidizare utilizată.

La folosirea cocsului de fluidizare, datorită vitezei mai mari de propagare a frontului de ardere pe înălțimea stratului de aglomerat, temperatura la care are loc procesul de sinterizare se menține mai puțin timp, ceea ce duce la scăderea gradului de sinterizare, deci a rezistenței aglomeratului. Pentru a obține un aglomerat cu aceeași rezistență, la folosirea cocsului de fluidizare trebuie majorat aportul de căldură, deci al consumului de cocs (carbon). Din această cauză indicele de echivalare a carbonului cocsului de fluidizare față de carbonul cocsului clasic este supraunitar.

Din cele arătate reiese că, la folosirea cocsului de fluidizare este recomandabil să se majoreze înălțimea stratului pe banda de aglomerare. În acest caz poate apărea o scădere a productivității și a consumului specific de cocs, deci și a valorii indicelui de echivalare după C_{fix}.

Indicii de echivalare la uscat și la umed au valori care depind de conținuturile de carbon (la uscat și umed) ale cocsurilor folosite și se pot deduce pornind de la I_{E_c}.

Astfel:

$$I_{E\,anh} = I_{E_c} \times \frac{C^{anh}_{fix}\ cocs\ cl}{C^{anh}_{fix}\ cocs\ fl} = 1{,}31 \times$$

$$\times \frac{84{,}40}{74{,}29} = 1{,}49 \text{ cocs fl/cocs cl}$$

$$I_{E\,umed} = I_{E\,anh} \times \frac{100 - W_{cocs\ cl}}{100 - W_{cocs\ fl}} = 1{,}49 \times$$

$$\times \frac{100 - 9{,}60}{100 - 35{,}53} = 2{,}09 \text{ cocs fl/cocs cl.}$$

Pentru necesitățile producției interesează în special valoarea lui $I_{E\,umed}$. Pentru determinarea operativă a acestuia s-a întocmit nomograma din figura 1.

Nomograma cuprinde trei fascicule de drepte pentru diferite umidități ale cocsurilor, utilizate pentru diferite conținuturi de C^{anh}_{fix} în cocsul clasic și pentru diferite valori ale indicelui de echivalare după C_{fix}.

Determinarea lui I_E (uscat sau umed) se face pornind de la C^{anh}_{fix} în cocsul de fluidizare. De la această valoare se parcurge următorul traseu: orizontal, până se întîlnește I_{E_c} corespunzător; vertical, până la C^{anh}_{fix} în cocsul clasic; orizontal, până la umiditatea corespunzătoare cocsului clasic (la capăt se citește $I_{E\,anh}$); vertical, până la umiditatea corespunzătoare cocsului de fluidizare; orizontal se citește $I_{E\,umed}$.

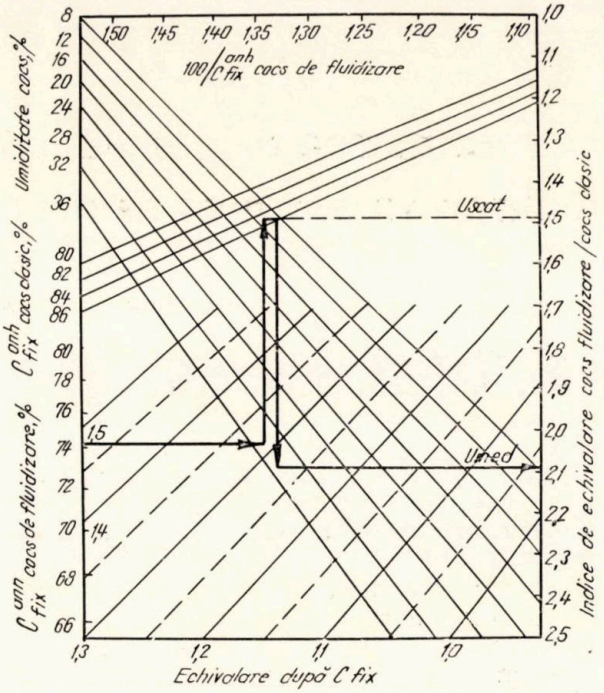


Fig. 1

Nomograma poate fi completată după elucidarea legăturii care există între indicele de echivalare după C_{fix} și proporția de cocs de fluidizare utilizată.

EQUIVALENT VALUE OF FLUIDIZATION COKE VERSUS STANDARD COKE

An equivalence index for carbon in fluidization coke was established — as compared to standard coke — by means of results obtained in the course of tests performed with 30% fluidization coke, in opposition to reference tests performed, for a certain time, only with standard coke.

L'ÉQUIVALENCE DU COKE DE FLUIDISATION AU COKE CLASSIQUE, DANS LE PROCESSUS D'AGGLOMÉRATION DES MINÉRAIS DE FER SUR BANDE

On a déterminé un indice d'équivalence du carbone du coke de fluidisation par rapport au carbone du coke classique, en partant de la comparaison des résultats obtenus au cours d'une période expérimentale d'utilisation d'environ 30% de coke de fluidisation, avec les résultats obtenus pendant une période de référence pendant laquelle on a utilisé exclusivement du coke classique.

Determinarea oxigenului din fontă prin metoda cu aluminiu

Chim. S. CRUȚIU și ing. F. SCHIEBER
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 621.745.54 :669.16 :669.71

În literatură [1], [2] se recomandă o serie de metode chimice pentru dozarea oxigenului, care se pot aplica în diferite condiții, la oțeluri, în funcție de tipul oțelului. Metodele chimice aplicate la fonte sînt mai puține din cauza conținutului ridicat de carbon și siliciu al acestora.

Pentru analiza fontelor se recomandă metoda prin dezoxidare cu aluminiu [3] care constă din topirea în vid sau în atmosferă de gaz inert în capsulă de grafit a unei probe de fontă împreună cu 14 — 15 g Al pur, la 1 100 — — 1 200°C și în determinarea gravimetrică a Al_2O_3 după dizolvare în acizi, filtrare și separarea impurităților (grafit etc.). Aceasta este o metodă dificil de aplicat curent în uzine.

Se pot folosi, de asemenea, metode bazate pe topirea în vid în aparate destinate acestui scop (Oberhőffer, Dr. Feichtinger etc.), care sînt universale, putîndu-se aplica atît la oțeluri, cît și la fonte și alte aliaje [1], [2], [7]. Aceste metode sînt însă complicate și necesită instalații speciale.

Metoda de reducere cu hidrogen nu dă rezultate concludente, de aceea nu se recomandă a fi aplicată la fonte [2], [3].

Pentru a se putea controla conținutul de oxigen din fonte în timpul producției a fost necesar să se găsească o metodă chimică simplă, pe cît posibil rapidă și ale cărei rezultate, fără să fie absolute, să fie totuși reproductibile, dînd indicații comparative asupra conținutului de oxigen din fontă. În acest scop, pornind de la metoda dezoxidării cu Al pur indicată în literatură [4] pentru oțel, s-a experimentat determinarea din fonta astfel dezoxidată a trioxidului de aluminiu Al_2O_3 rezultat din dizolvarea probei în acid clorhidric diluat, apoi separarea acestuia de impurități și determinarea sa gravimetrică. S-au întîmpinat însă greutăți atît la separarea de impurități, cît și la determinarea gravimetrică, mai ales la conținuturi reduse de oxigen, la care eroarea de cîntărire este de ordinul de mărime al conținutului elementului de determinat. Din această cauză s-a preconizat determinarea Al_2O_3, după dizolvarea și separarea SiO_2 prin evaporarea cu HF, pe cale colorimetrică, după metoda cu eriocromcianin R, indicată în literatură [4], [5] [6].

Principiul metodei. La dezoxidarea fontei topite într-o cochilă specială [4] cu un exces de aluminiu metalic, în mod practic tot protoxidul de fier se reduce, formîndu-se un oxid mai stabil — trioxidul de aluminiu — conform reacției:

$$3FeO + 2Al \rightarrow 3Fe + Al_2O_3$$

Dizolvînd proba astfel dezoxidată în acid diluat, în reziduul insolubil, rămîne trioxidul de aluminiu, care se determină colorimetric.

Modul de lucru. La 5 — 10 g probă cîntărită într-un pahar de 600 ml se adaugă în porțiuni mici 250 ml HCl (1 : 4) încălzit în prealabil la 70 — 75°C și se ține paharul pe baia de nisip la aceeași temperatură, pînă la dizolvarea completă a probei.

Reziduul insolubil se lasă să se depună. Soluția se filtrează printr-o hîrtie de filtru (bandă albastră) și apoi reziduul împreună cu filtrul se aduce din nou în paharul din care s-a filtrat.

Reziduul din pahar se tratează cu 100 ml HNO_3 diluat (1 : 3) fierbinte și se încălzește 20 — 25 minute fără să se aducă la fierbere. Soluția fierbinte se filtrează printr-o hîrtie de filtru (bandă albastră). Se spală bine paharul de trei — patru ori cu apă fierbinte, apoi cu HCl diluat (1 : 4) și din nou de trei — patru ori cu apă fierbinte.

Precipitatul spălat se calcinează în creuzet de platină, se tratează cu patru — cinci picături H_2SO_4 (1 :1) și cu 2 — 3 ml HF, se evaporează încet pînă la îndepărtarea vaporilor de SO_3 și apoi se calcinează 10 — 15 min. Reziduul se topește cu bisulfat de potasiu, iar topitura se scoate cu apă fierbinte și 10 ml HCl concentrat. Se adaugă 20 ml NaOH 40%, se agită timp de 2 min și se lasă să stea puțin pe baie la cald, după care se aduce la balon cotat de 100 ml, se răcește, se aduce la semn, se agită bine și se filtrează uscat prin filtru cutat dublu (bandă albă).

Din filtrat se pipetează 10 — 50 ml (în funcție de conținutul presupus de oxigen al probei) și se introduce într-un balon cotat de 100 ml. Se corectează aciditatea cu HCl 5%, dintr-o biuretă, în prezență de fenolftaleină, pînă la dispariția coloratiei roz, plus zece picături în exces. Se adaugă o picătură de acid tioglicolic, apoi 6 ml exact măsurați de soluție de eriocromcianin R (0,1%). Se așteaptă 5— 10 min, apoi se adaugă 20 ml soluție tampon de amestec de acetați. Soluția tampon se prepară astfel : 278 g acetat de amoniu (a) și 109 g acetat de sodiu (b) se dizolvă separat în apă

distilată, apoi se toarnă soluția (b) în soluția (a) și se diluează la un litru. Se întrebuințează diluată în raportul 1 : 5. Valoarea *p*H-ului soluției = 6.

Se aduce la semn cu apă, se agită și se fotocolorimetrează imediat, la un fotocolorimetru FEK cu filtru verde (546 μm) în cuva de 10 mm, față de o probă oarbă conținînd aceiași reactivi ca și proba de analizat.

Pe baza unei curbe construite anterior, cu ajutorul unei soluții etalon de $AlK(SO_4)_2 \cdot 12H_2O$ se determină conținutul de Al, care se înmulțește cu diluția și cu factorul de transformare a Al în O_2 (Al $\times$ 0,890 = O_2) și se împarte la cantitatea cîntărită înmulțindu-se cu 100, pentru a determina conținutul în procente.

Rezultate obținute. S-au analizat trei fonte cu compoziția chimică din tabela 1. Aceste

Tabela 1

Simbolul probei	C	Si	Mn	P	S
1	3,68	2,14	1,65	0,58	0,031
2	3,61	2,28	1,69	0,55	0,037
3	3,68	0,57	1,51	0,68	0,075

probe, analizate în triplu conform metodei de lucru arătate mai sus și colorimetrate la fotocolorimetru FEK, au dat rezultatele din tabela 2.

Tabela 2

Simbolul probei	Determinarea I, % O_2	Determinarea a II-a, % O_2	Determinarea a III-a, % O_2
1	0,005	0,006	0,006
2	0,004	0,005	0,004
3	0,002	0,001	0,002

La un alt rînd de probe cu compoziția chimică asemănătoare, colorimetrarea s-a făcut la un fotocolorimetru Lange Md. VII, obținîndu-se rezultatele din tabela 3.

Tabela 3

Simbolul probei	Determinarea I, % O_2	Determinarea a II-a, % O_2
A	0,009	0,010
B	0,001	0,002
C	0,002	0,003
D	0,004	0,004

Concluzii

Din tabelele 2 și 3 rezultă că eroarea medie este de ± 0,001, la un conținut cuprins între 0,002 și 0,009%. Rezultatele fiind reproductibile și eroarea acceptabilă, mai ales la conținuturi mai ridicate în oxigen, iar timpul necesar pentru efectuarea unei serii de patru probe nedepășind 8 h, se consideră că metoda poate fi aplicată la controlul producției în uzină.

Totuși, aprecieri mai sigure se vor putea face abia după studierea unei serii mai mari de rezultate obținute de către laboratoarele de uzină, la analiza curentă a fontelor elaborate de ele.

BIBLIOGRAFIE

[1] Turovțeva Z. M. și colab. *Analiz gazov v metalah.* Moscova, 1959.

[2] Kliaciko I. A. și colab. *Determinarea gazelor, a incluziunilor nemetalice și a carburilor din oțel.* Vol. I. București, I.D.T. (traducere din limba rusă).

[3] Lacomski V. I. și Iavoiski V. I. *Gazî v ciugunah.* Kiev, 1960.

[4] Dimov A. M. *Analiza tehnică a minereurilor și metalelor.* București, Editura tehnică, 1952.

[5] Lange B. *Kolorimetrische Analyse.* Verlag Chemie, 1956.

[6] * * * *Handbuch für das Eisenhütten Laboratorium.* Vol. II. Düsseldorf, Verlag Stahleisen, ed. 1941, p. 400—443 și ed. 1966, p. 51—56.

[7] Negruș O. *Experimentarea instalației dr. Feichtinger pentru obținerea gazelor din metale prin metoda topirii în vid.* Metalurgia și construcția de mașini, nr. 3, 1962, p. 220—223.

ESTIMATION OF OXYGEN IN CAST IRON BY THE ALUMINIUM METHOD

The paper presents a method for oxygen estimation in cast iron, based on cast iron desoxidation with aluminium, resulting aluminium oxide separation by chlorine hydride solving at 70—75 C dgr. and subsequent estimation of the latter by a photocolorimetric method with eryochromcyanine R.

Particularities of test performing are presented as well as results obtained on seven cast iron samples.

The average error amounts ± 0.001 for an oxygen content ranging between 0.002 and 0.009%. Analysing time for four samples does not exceed 8 hours.

The method is considered adequate for plant production control.

LA DÉTERMINATION DE L'OXYGÈNE CONTENU DANS LA FONTE, AU MOYEN DE LA MÉTHODE À L'ALUMINIUM

On présente une méthode pour la détermination de l'oxygène dans les fontes, méthode basée sur la désoxydation de la fonte à l'aide de l'aluminium et la dissolution de l' Al_2O_3 formé dans l'acide chlorhydrique dilué à 70—75°C et la détermination ultérieure de ce dernier par une méthode photocolorimétrique utilisant l'ériocromecyanine R.

On montre le mode par lequel on effectue la détermination ainsi que quelques résultats obtenus à l'analyse de sept éprouvettes de fonte. L'erreur moyenne est de ±0,001 pour une teneur en oxygène comprise entre 0,002 et 0,009%; le temps nécessaire pour analyser quatre éprouvettes ne dépasse pas huit heures.

On considère que cette méthode pourrait être appliquée pour le contrôle de la production dans l'usine.

Particularităţile cocsificării huilelor tinere *

Ing. ȘT. FORIZS
Combinatul siderurgic – Hunedoara

CZ 662.749.2 : 622.333.5

Imaginea structurală acceptată în prezent pentru masa cărbunoasă este cea macromoleculară. În prima aproximaţie se poate considera că ea se formează din unităţi elementare, cu nucleu aromatic şi lanţuri sau unităţi laterale conţinînd atomi de C, H, O, N şi S.

Cocsificarea la diferite temperaturi (semicocsificare, cocsificare la temperaturi medii şi cocsificare la temperaturi ridicate) este un proces termoenergetic, care duce la transformări fizico-chimice ale masei cărbunoase prin ruperea lanţurilor laterale, creşterea nucleelor şi legarea spaţială a acestora. Diferenţa dintre cele trei metode de cocsificare constă în oprirea procesului respectiv la nivelul termoenergetic corespunzător. Transformările fiind ireversibile, produsele obţinute sînt diferite calitativ şi cantitativ, de la caz la caz.

În figura 1 se redă foarte schematic şi simplificat imaginea structurală ipotetică a unităţilor elementare din macromolecula cărbunilor cu grad diferit de metamorfizare, unităţi care sînt la rîndul lor aranjate dezordonat în macromoleculă, spre orientări paralele, crescînd cu creşterea gradului de metamorfism şi cu legături spaţiale diferite (*a* — huilă de gaz ; *b* — huilă de cocs ; *c* — huilă slabă degresantă).

La cocsificare s-au folosit, la începutul dezvoltării acestei industrii, numai huilele de cocs, a căror structură prezintă o concordanţă între valenţele care se eliberează şi valenţele care se pot lega în procesul de cocsificare. Aceste huile se caracterizează printr-un conţinut de 18 — 25 % materii volatile şi 85 — 88 % carbon, în clasificarea internaţională situîndu-se în grupele comerciale V_A şi V_B.

Situaţia rezervelor de huile clasice de cocs a impus folosirea tot mai largă, la cocsificare în amestec cu aceste huile, atît a huilelor tinere, cît şi a huilelor mai carbonizate, cu unităţi structurale mai întinse şi mai puternic ordonate. Toţi aceşti cărbuni cocsificaţi individual prin procedeul clasic, datorită structurii lor, dau un cocs slab, inutilizabil la furnale. Calitatea acestor cocsuri este cu atît mai slabă, cu cît structura cărbunilor respectivi are structuri limită mai îndepărtate faţă de structura

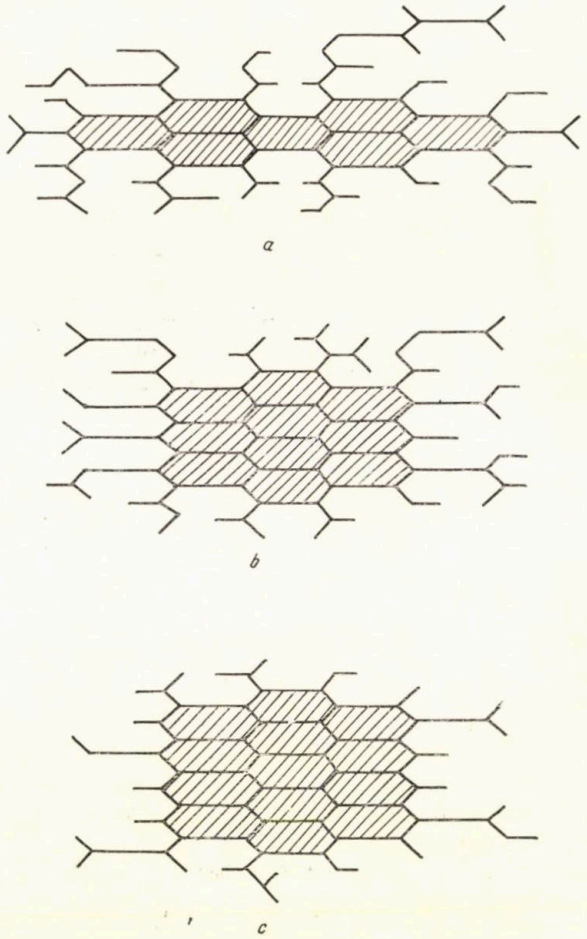


Fig. 1

huilelor de cocs, ajungînd în ambele direcţii la cocsuri pulverulente.

De exemplu, huila de gaz, cocsificată în condiţii clasice, dă un cocs nesatisfăcător. Dimensiunile reduse ale nucleului unităţilor elementare, caracterul alungit al acestora, lanţurile laterale lungi, deci structura oarecum

* Materialul prezentat de autor conţine o serie de ipoteze, observaţii şi concluzii personale, care se supun discuţiei specialiştilor întrucît redacţia socoteşte problemele ridicate ca importante şi meritînd o dezbatere largă.

bidimensională duce la formarea bucăților de cocs de formă tot alungită, denumită „tibia". Deci cocsul format nu are structură tridimensională uniform dezvoltată, lungimea bucăților depășind de cinci — șase ori celelalte două

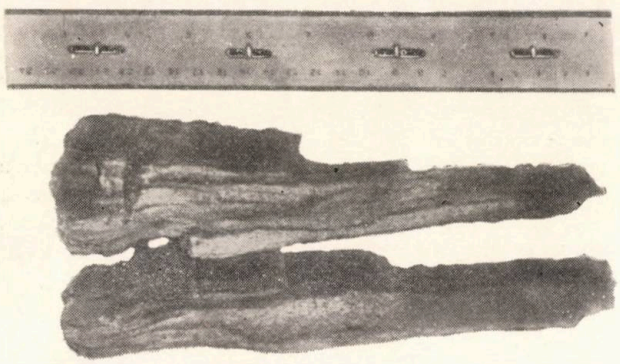


Fig. 2

dimensiuni. Aspectul unui asemenea cocs obținut din amestec L.U.V. curat este redat în figura 2, lungimea bucăților fiind de 220 mm (semilățimea cuptorului de cocs). Cocsul respectiv produs în condiții industriale este foarte casant, avînd rezistența la toba Sundgreen de 180 — 190 kgf și la toba Micum, de 40 —45%.

Pornind de la imaginea structurală a huilelor tinere, prezentată schematic, și avînd în vedere rezultatele practice de cocsificare individuală și în amestec, pot fi conturate cîteva ipoteze teoretice, care permit obținerea din acești cărbuni a unui cocs satisfăcător pentru furnalele de capacitate medie (700 — 1 300 m³). În continuare se va încerca prezentarea schematică a problemelor mai importante :

I. Degresarea pînă la echilibrul dintre valențele eliberate și posibilitățile de legare ale acestora.

II. Măcinarea selectivă și diferențiată a huilei de bază și a diferitelor tipuri de degresanți, necesară realizării echilibrului structural și granulometric.

III. Comprimarea șarjei pentru realizarea unei apropieri cît mai avansate a granulelor de structură și de granulometrie diferită, mergînd la nevoie chiar pînă la brichetare.

IV. Mărirea temperaturii de cocsificare și alegerea regimului termic în așa fel, încît acesta să corespundă particularităților structurale ale materiei prime și ale produsului obținut.

Avînd în vedere aceste principii de bază, prin folosirea lor judicioasă, este posibilă, în mod teoretic, obținerea unui cocs metalurgic din materii prime diferite, respectiv din orice combustibil solid. Dezvoltarea tehnicii în prezent și în viitorul apropiat permite ca aceste principii teoretice să poată fi transpuse în practică și în viitor să se poată vorbi de posibilitatea cocsificării tuturor cărbunilor printr-o metodă sau alta.

În continuare se încearcă trecerea în revistă pe scurt a principiilor de mai sus, pornind de la imaginea structurală a huilei clasice de cocs.

I. Degresarea este necesară în toate cazurile în care huila de bază are mai multe valențe eliberate în procesul termochimic de cocsificare decît huilele de cocs, așa cum sînt huilele grase, huilele de gaz, huilele flambante și mai departe diferiți cărbuni bruni, turbă și chiar lemnul. La acești combustibili, nucleele fiind tot mai mici (în ordinea enumerării) și lanțurile laterale mai lungi, o parte din produsele rezultate din acestea din urmă sînt eliminate sub formă de gaze simple, fără a lua parte, în procesele de condensare și sinteză, la formarea stratului plastic, în acest fel micșorîndu-se posibilitatea de a se lega spațial pentru formarea scheletului tridimensional al cocsului.

Degresantul face parte în acest caz din cărbuni situați, în ceea ce privește gradul de metamorfism, după huila de cocs. Creșterea nucleului și scăderea dimensiunii lanțurilor laterale face ca majoritatea valențelor eliberate să reprezinte și potențialul de legare. Numărul de asemenea legături crește la început iar după aceea scade o dată cu creșterea gradului de metamorfism ; în aceeași măsură scade și activitatea chimică în procesul de cocsificare a degresantului natural, pînă cînd acesta devine un adaos inert. Acest lucru este valabil și pentru degresanții artificiali produși din diferiți combustibili, ca semicocsul, cocsul de petrol, cocsul mărunt etc.

O dată cu scăderea activității chimice a degresantului, degresarea din procesul fizico-chimic se transformă tot mai mult în proces fizic de înglobare a degresantului inert în masa cărbunelui de bază. În asemenea condiții scade importanța naturii degresantului și, în loc de materiale rezultate din diferiți combustibili, pot fi folosiți, după nevoie sau disponibilități, degresanți inerți naturali sau artificiali, de altă natură. Exemple pentru asemenea degresanți sînt : diferite minereuri, var, deșeuri industriale — cenuși piritice, leșii etc.

Proporția de degresant optim în toate cazurile depinde, pe lîngă cele arătate la punctele II, III, IV, și de o serie de alți factori, dintre care cei considerați mai importanți sînt :

— natura cărbunelui de bază, adică locul ocupat de acesta în gradul de metamorfism față de huila clasică de cocs (fig. 1). Cu creșterea acestei distanțe variază și cantitatea necesară de anumit degresant ;

— natura degresantului, respectiv activitatea fizico-chimică sau fizică a acestuia în procesul de cocsificare. Cu cît degresantul este mai inert cu atît scade cantitatea necesară de degresant la același conținut de huilă de bază ;

— cărbunii sau materialele cărbunoase cu proprietăți intermediare (cocsuri de petrol, reziduuri de la diferite sinteze organice, reziduuri petroliere etc.) intervin fie ca material ameliorant, dacă au proprietăți apropiate de cele ale huilelor grase și de cocs, fie ca degresante, ajutînd la realizarea echilibrului structural.

În legătură cu aceasta, în tabela 1 se redă evoluția schematică a rețetelor de cocsificare de la Combinatul siderurgic—Hunedoara, determinată atît de deficitul cărbunilor indigeni (amestec L.U.V. și semicocs), cît și de necesitatea obținerii unui cocs cu proprietăți îmbunătățite.

Tabela 1

Tip rețetă	Huilă de bază L.U.V., %	Huilă ameliorantă, %	Huilă degresantă, %	Semicocs, %	Rezistența R_s, kg
I	84	—	—	16	260—270
II	70	18	—	12	270—280
III	70	10	10	10	280—300
IV	60	20	12	8	300—310
V	55	22	10	8	300—320
VI	50	30	13	7	310—325
VII	45	35	10	5	315—325

Natural că tipurile de rețetă din tabelă sînt numai orientative și există o serie de alte variante care asigură aceeași rezistență, dacă restul condițiilor sînt neschimbate.

II. Măcinarea selectivă și diferențiată a diferiților componenți (huila de bază, L.U.V., huile ameliorante, huile degresante, semicocs, cocs petrol etc.) este o necesitate care decurge din structura acestor materiale.

Trecerea în faza plastică a huilelor este considerată ca o fază obligatorie a procesului de cocsificare. Atît faza plastică, cît și modul de formare a acesteia are caracteristici diferite ca timp, cantitate și calitate (în funcție de structura materiei prime, de mărimea relativă și de compoziția nucleelor și a lanțurilor laterale) și condiții de pregătire (măcinare, turnare în vrac sau comprimare) și condiții de cocsificare (temperatura, perioada și presiunea în timpul cocsificării).

Față de cocsificarea huilelor tinere, la huilele slab degresate (fig. 1, *c*) cu nuclee mari, lanțuri laterale scurte (14 — 18% materii volatile), ruperea acestora are loc la temperaturi ridicate și valențele eliberate nu au timp să fie saturate, deci vor predomina posibilitățile de legare. Stratul plastic format (chiar dacă se formează) este foarte vîscos, nu asigură plasticitatea suficientă și mobilitatea necesară pentru formarea structurii tridimensionale în bucăți mari, cocsul devenind și în acest caz pulverulent.

Dacă însă se amestecă aceste două tipuri „extreme" de cărbuni, atunci valențele multiple eliberate la huile tinere și posibilitățile mai numeroase de legare nesatisfăcute la huila cu lanțuri laterale scurte se întîlnesc, se formează legături tridimensionale trainice, ducînd la formarea cocsului în bucăți mari și relativ rezistente.

Pentru a înțelege mai bine fenomenul degresării, sub aspectul prezentat, și măsurile necesare care rezultă din acesta, se vor analiza unele aspecte ale fenomenului.

Realizarea degresării în înțelesul vechi s-a bazat pe considerația că stratul plastic al

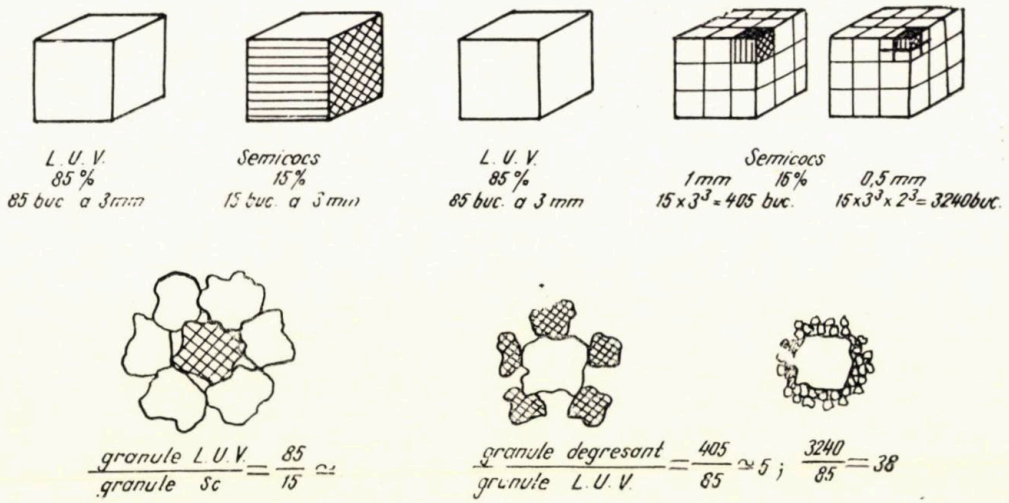


Fig. 3

huilei de bază învelește granulele huilei degresante, înconjurîndu-l. În acest caz însă degresantul, teoretic ar putea avea granulația mare (fig. 3, *a*). Practica industrială a arătat însă că o asemenea „degresare", cu degresant în granule mari, poate avea loc numai la folosirea

degresanților cu activitate chimică foarte mare, în care chiar și degresantul trece în fază plastică și are loc coacțiunea acestor două faze plastice active.

După părerea autorului, din contră — după cum arată și practica industrială — degresanții cu activitate chimică mai mică, deoarece stratul plastic al huilei de bază se formează în cadrul granulelor acesteia, trebuie măcinați mai fin pentru ca, deși sînt în proporție de greutate mai mică, numărul de granule să fie mai mare și să poată înconjura granulele huilei de bază. În mod concret, dacă se pornește de la degresarea unui amestec de 85% amestec L.U.V. cu 15% semicocs (degresant cu activitate mai redusă decît cea a huilelor degresante) schemele pentru cele două imagini ale procesului de degresare vor fi cele din figura 3.

Dacă granulația atît a huilei, cît și a degresantului, este cuprinsă între 0 și 3 mm, cu aceeași repartizare procentuală a fracțiilor se poate considera, pentru o mai bună înțelegere, că toate granulele au dimensiunea de 3 mm. În acest caz participarea procentuală corespunde cu numărul de granule; raportul de greutate fiind de $85 : 15 = 5{,}66 \cong 6$, înseamnă că fiecare granulă de degresant este înconjurată de circa șase granule de huilă. Premisa teoretică deci, pentru înglobarea granulei degresantului în masa plastică a celor șase granule de huilă, este dată. În acest caz însă degresarea, în sensul arătat, care decurge din structura participanților, nu are loc, valențele eliberate ale huilei nu pot intra în contact și nu satisfac decît o parte a posibilității de legare a degresantului. Chiar și suprafața fizică de contact este mică. Deci schema din figura 3, *a* nu este acceptabilă.

După schema a doua (fig. 3, *b*) situația este diferită. Și în acest caz se pornește de la premisa că atît granulele de huilă, cît și cele de semicocs, au granulația de 3 mm. Dacă huila de bază rămîne cu aceeași granulație, iar fiecare granulă de degresant va fi mărunțită treptat la dimensiunea de 1 și de 0,5 mm (redate în figură) sau de 0,3 mm, atunci din cele 15% (în greutate) granule de 3 mm se obține un număr tot mai mare de granule mărunte, cu suprafața totală crescîndă și pentru cazurile din figură:

— La mărunțirea la dimensiuni de 1 mm, din fiecare granulă de 3 mm se formează $3^3 = 27$ granule, deci în total $15 \times 27 = 405$ granule de degresant. La 85 granule de huilă de bază, fiecăreia din acestea îi revine $405 : 85 = 4{,}76 \cong 5$ granule de degresant, care însă încă nu asigură echilibrul structural.

— Dacă degresantul se mărunțește la 0,5 mm, atunci numărul de granule al acestuia crește brusc fiind, pentru fiecare granulă inițială de 3 mm, egal cu $3^3 \times 2^3 = 216$, deci în total vor fi $216 \times 15 = 3\,240$ de granule de degresant. Aceasta înseamnă că, în jurul fiecărei granule de cărbune apar $3\,240 : 85 = 38$ de granule de degresant, contactul necesar și suficient fiind asigurat la o suprafață sensibil mărită de contact. (Suprafețele respective de contact se pot calcula ușor; ele avînd însă, în acest caz, rol mai mic, nu s-au prezentat numeric.)

— Natural, după cum s-a arătat, în condiții industriale atît cărbunele de bază, cît și degresantul, la limita de granulație de la 0 — 3 mm pentru cărbune, respectiv 0 — 1 mm pentru degresant, are un număr însemnat de granule mai mici ca mărime limită. Numărul respectiv de granule mărunte la degresant trebuie să fie totdeauna mult mai mare decît la huilă. Privind problema degresării sub acest aspect, se cere ca granulația medie a huilei (în cazul de față) să fie de cinci — șase ori mai mare decît granulația medie a degresantului. La măcinare, granulele nu au forme cubice, ca cele prezentate în schemă, ci se apropie de forma sferică. În acest caz condiția necesară degresării bune poate fi scrisă:

$$K_{degr.} = \frac{\varnothing \text{ mediu huilă}}{\varnothing \text{ mediu degresant}} = 5 - 6$$

Valoarea optimă a acestui raport se poate determina experimental.

Din relația de mai sus, considerată optimă pentru un amestec de 85% amestec L.U.V. și 15% semicocs, se înțelege și importanța evitării supramăcinării huilei de bază. Printr-o asemenea supramăcinare se va micșora granulația medie a huilei de bază, se va micșora raportul de mai sus și degresarea la echilibru nu va mai avea loc, nemaivorbind de diminuarea aglutinării a însăși huilei de bază la granulația fină.

La degresanți de altă natură numărul de granule trebuie să crească în funcție de scăderea activității chimice a acestora, deci se va micșora granulația medie. Astfel, raportul $K_{degr.}$ va crește și mai mult și, la un moment dat, la degresantul fără activitate chimică se va ajunge la înglobarea fizică adevărată a mai multor granule inerte în masa plastică formată dintr-o singură granulă de huilă de bază. Această înglobare, la raporturi de 8—10 ale granulațiilor medii, va fi mult facilitată de creșterea însemnată a suprafeței degresantului și deci de absorbția mai intensă a masei plastice de către acesta (cu toate că cantitatea absolută în procente de greutate a degresantului scade). Aceasta este explicația necesității mărunțirii aluaosurilor cu totul inerte la granulația de 100% sub 0,2 — 0,5 mm, în cazul folosirii minereurilor, a prafurilor de furnal, a varului etc., la fabricarea ferococsului, a cocsului bazic etc., fără a avea repercusiuni asupra rezistenței cocsului prin formarea centrelor de fisuri.

Echilibrul structural și granulometric, în cazul unei singure huile de bază și al unui singur degresant, se realizează relativ simplu, prin găsirea raportului optim.

Cu folosirea huilelor ameliorante (huile grase, huile de cocs etc.) și a degresanților diferiți (de exemplu, huile degresante, semicocs, cocs petrol, praf de cocs, var etc.) situația se complică, cu efectele contradictorii ale măcinării însăși și ale gradului de mărunțire a acestora. În acest caz crește gradul de libertate de două ori, pentru fiecare component în plus : o dată pentru structură și o dată pentru granulație. Din acest motiv, pentru atingerea rezultatelor optime, este necesară măcinarea strict selectivă și diferențiată a tuturor componenților individuali sau cel puțin pe grupe de componenți cu structură foarte apropiată, cu o omogenizare ulterioară bună.

Această schemă a degresării explică și cazurile, observate în practică, cînd o huilă degresantă cu activitate chimică ridicată datorită mărunțirii prea înaintate (creșterea excesivă a fracției mărunte sub 0,5 sau sub 0,2 mm) își pierde din activitatea chimică și trece în altă clasă de degresanți, influențînd negativ calitatea cocsului.

III. Din schemele redate în figurile 1 și 3 și din raționamentul prezentat decurge, în mod automat, necesitatea comprimării șarjei la cocsificarea huilelor tinere, cu scopul de a apropia granulele de natură, structură și granulație diferite. Gradul de comprimare necesar este cu atît mai puternic — trecînd chiar la necesitate de presare la presiuni ridicate —, cu cît componenții sînt de structură (natură) și granulație mai diferite. Realizarea contactului mai intim în acest caz compensează în oarecare măsură viscozitatea necesară și presiunea de umflare internă a stratului plastic. Din acest punct de vedere, prin alegerea judicioasă a presiunii de comprimare, respectiv a celei de brichetare, la proporții de greutate optimă ale componenților (pct. I, eventual folosind lianți diferiți) la granulații adecvate (pct. II), teoretic este posibilă fabricarea cocsului metalurgic din orice combustibil solid.

IV. La cele de mai sus trebuie adăugată necesitatea modificării regimului termic de cocsificare, în funcție de particularitățile structurale ale materiei prime de bază și ale componenților. La huilele tinere, lanțurile laterale fiind lungi și nucleele mici, transformările sînt realizabile la un consum mai ridicat de energie în unitate de timp mai scurt. Acest lucru poate fi realizat prin creșterea temperaturii de cocsificare la procedeul clasic (mărind astfel viteza de încălzire) sau prin încălzirea diferențiată pe faze la metode noi de cocsificare. În orice caz, temperaturile obișnuite de cocsificare nu sînt cele mai adecvate pentru obținerea unui cocs cu rezistență mecanică ridicată, rezistență la roadere scăzută și reactivitate față de CO_2 scăzută, impuse de procedeele moderne de elaborare a fontei.

Concluzii

Pe baza observațiilor și din analiza rezultatelor obținute în cercetare, pornind de la imaginea structurală macromoleculară a huilelor, se face o încercare de prezentare și de fundamentare în linii mari a măsurilor necesare pentru obținerea unui cocs metalurgic tridimensional și suficient de rezistent în special din huile tinere, ajungîndu-se la următoarele concluzii :

— Degresarea pînă la echilibrul structural dintre valențele eliberate a huilei de bază și posibilitățile de legare a degresantului.

— Măcinarea selectivă și diferențiată a huilei de bază și a degresantului necesar realizării echilibrului structural și granulometric.

— Apropierea granulelor de structură și granulație diferite prin comprimare, respectiv brichetare la presiuni ridicate, în funcție de variația structurii și a compoziției granulometrice a componenților.

— Alegerea regimului termic și a modului de încălzire în mod corespunzător structurii și granulației componenților.

Ținînd seamă de aceste principii de bază, prin alegerea judicioasă a lor, teoretic este posibilă obținerea unui cocs metalurgic din orice combustibil solid ca materie primă de bază cu folosirea adaosului corespunzător și a tehnologiei adecvate structurii lor.

COKING PARTICULIARITIES OF GREEN PIT COAL

Starting from the macromolecular structural representation of pit coal, an attempt is made o present and to substantiate measures to be taken for working-out a three-dimensional metallurgical coke, sufficiently resistant, especially in the case of green pit coal.

It is infered that by a judicious choice of basic principles, theoretically it might be possible to obtain metallurgical coke starting from any solid fuel as basic raw material, provided that adequate addings as well as a technology suiting their structure is employed.

LES PARTICULARITÉS DE LA COKÉFACTION DES HOUILLES DE DATE RÉCENTE

Prenant comme point de départ l'image structurale macromoléculaire des houilles, on essaie de présenter et de préciser les mesures nécessaires pour l'obtention d'un coke métallurgique tridimensionnel et suffisamment résistant, à partir des houilles de date récente.

On a abouti à la conclusion que par un choix judicieux des principes fondamentaux, il est possible, théoriquement, d'obtenir un coke métallurgique à partir de n'importe quel combustible solide, considéré comme matière première initiale, et en utilisant un adjuvant correspondant et une technique adéquate à la structure du combustible respectif.

Insuflarea în furnal a amestecului de cărbune şi păcură

Ing. P. ŢOCU
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 669.162.22 : 665.5 : 553

Metodele de insuflare a combustibililor auxiliari prin gurile de vînt ale furnalului s-au răspîndit în toate ţările siderurgice. Natura combustibilului injectat variază însă de la o ţară la alta, în funcţie de condiţiile economice locale. În U.R.S.S. şi S.U.A., datorită existenţei zăcămintelor mari de gaze naturale, insuflarea acestora în furnale este foarte răspîndită. În Japonia, Franţa, Anglia, R. F. a Germaniei, ţări care nu dispun de gaze naturale, se aplică pe scară mare insuflarea păcurii. Începînd din anul 1960 într-o serie de ţări ca: S.U.A., Anglia, Franţa, U.R.S.S. a început experimentarea şi utilizarea în fază industrială a insuflării prafului de cărbune în furnal.

Din considerente economice şi pentru a evita unele dificultăţi tehnologice, în ultimii ani a început să se studieze utilizarea unor amestecuri de păcură şi praf de cărbune (slurry). Această metodă prezintă avantaje importante faţă de celelalte două metode menţionate. Amestecul de păcură şi praf de cărbune este în general mai ieftin decît păcura şi aduce mai puţin sulf în furnal. Folosirea combinată a doi combustibili creează posibilitatea de reglare a regimului termic al creuzetului, a calităţii fontei şi chiar a preţului de cost al fontei prin varierea proporţiilor celor doi componenţi în amestec. Întrucît aparatura de injectare este foarte asemănătoare celei folosite pentru păcură, modificarea amestecului poate merge pînă la folosirea a 100% păcură. Faţă de folosirea prafului de cărbune, noua metodă necesită o aparatură mai puţin costisitoare şi oferă o siguranţă mai mare în funcţionare. Transportul prafului de cărbune, folosind ca fluid de antrenare păcura în loc de aer, se face cu mai mare uşurinţă şi micşorează abraziunea instalaţiei. Se micşorează şi costul preparării prafului de cărbune deoarece acesta, în amestec cu păcura, poate avea o granulaţie şi o umiditate cuprinse în limite mai largi [1], [2], [3].

Primele încercări de realizare şi utilizare industrială a suspensiei de praf de cărbune în păcură s-au efectuat în anul 1918, de către firma americană Kodak. În 1937 — 1938 s-au efectuat încercări de utilizare a amestecului praf de cărbune-păcură la unul din cuptoarele Martin ale uzinei „Secera şi ciocanul" din Moscova [4]. Începînd din 1961 în diverse ţări au început să se facă experimentări de insuflare a acestui amestec în gurile de vînt ale furnalelor.

În Japonia studierea proprietăţilor amestecului praf de cărbune-păcură şi experimentările de utilizare ale acestuia la furnal au fost începute în 1961, de către Fuji Iron & Steel Company. În 1963 a început utilizarea pe scară industrială a metodei la furnalul nr. 1 al uzinelor Muroran [2], [5].

În Belgia cercetările au început în 1962 la C.N.R.M. şi au fost aplicate în 1964 — 1965 la furnalul nr. 5 al uzinei din Seraing aparţinînd S. A. Cockerill-Ougrée [1].

În Anglia, studiul amestecului praf de cărbune-păcură a fost făcut în comun, de Esso Research, Esso Petroleum Company şi National Coal Board, iar experimentările industriale s-au făcut la furnalul nr. 3 al firmei Workington Iron & Steel Company [6], [7], [8]. Utilizarea acestui amestec s-a mai aplicat la furnalul uzinei Ebbw Vale al firmei Richard Thomas and Baldwins [9].

Alte cercetări s-au mai făcut în U.R.S.S., în 1964 — 1965, de către Institutul de cercetări ştiinţifice siderurgice din Ural, la un furnal al Combinatului metalurgic Nijni Taghil [3], în S.U.A., la uzina din Cleveland a firmei Jones and Laughlin şi la uzina Colorado Fuel Iron and Co. [10], [11] şi în R. P. Bulgaria, în 1965 — 1966, la unul din furnalele Uzinei metalurgice „Lenin" [4].

În vederea stabilirii tehnicii de injectare a amestecului praf de cărbune-păcură s-au făcut studii preliminare privind proprietăţile amestecului. S-a studiat influenţa temperaturii păcurii, a granulaţiei, a umidităţii şi a procentului de cărbune asupra viscozităţii, vitezei critice de curgere şi stabilităţii amestecului.

S-a constatat că viscozitatea creşte la mărirea procentului de praf de cărbune în păcură. În figura 1 este redată viscozitatea amestecului praf de cărbune-păcură, folosit la Workington, în funcţie de temperatura amestecului şi de

procentul de cărbune în amestec [8]. Cercetările din Japonia și U.R.S.S. au arătat că pentru praf de cărbune de granulație sub 1 mm (diametrul mediu 0,2 — 0,4 mm), creșterea proporției de cărbune în amestec, la peste

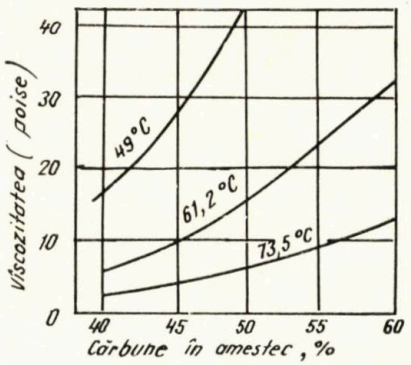


Fig. 1

50%, duce la mărirea bruscă a viscozității, împiedicînd curgerea materialului prin conducte; aceasta din cauza trecerii amestecului din stare fluidă în stare plastică [2], [12].

Mărirea dimensiunii particulelor de cărbune duce la micșorarea viscozității amestecului. Astfel mărirea diametrului mediu al particulelor de cărbune de la 0,0815 la 0,815 mm a dus la micșorarea viscozității cu 20%. Pentru granule de dimensiuni peste 1 mm, viscozitatea este influențată în principal de variația suprafeței specifice a granulelor [12]. La majoritatea experimentărilor efectuate în diverse țări, s-au folosit amestecuri conținînd cărbune de granulație sub 1 mm. Aceste amestecuri au o bună stabilitate și nu produc depuneri de cărbune pe conducte. Prezintă însă dezavantaje că din cauza viscozității, conținutul de praf de cărbune este limitat la 40 — 50% în amestec. Mărirea granulației cărbunelui la peste 1 mm micșorează într-o oarecare măsură viscozitatea, dar amestecul rezultat este mult mai puțin stabil. În Belgia, la C.N.R.M., s-a pus la punct o metodă de insuflare în furnal a unui amestec conținînd pînă la 62% cărbune, de granulație 0 — 12 mm. Aceasta însă prin montarea mai multor agitatoare pe traseul amestecului, care mențin cărbunele în stare de suspensie [1].

Creșterea temperaturii micșorează viscozitatea amestecului după cum rezultă din figura 2 [2]. Cercetările au indicat ca optim pentru transportul amestecului domeniul de temperatură 70 — 90°C [11], [12]. Încercările de a mări fluiditatea amestecului prin ridicarea temperaturii la peste 100°C nu au dat rezultate, din cauza decantării rapide a prafului de cărbune la aceste temperaturi. Pe lîngă aceasta, încălzirea la peste 95 — 98°C a unor amestecuri conținînd mai mult de 0,4% umiditate duce la spumarea și deversarea din rezervoare a materialului [3], [12].

Variația conținutului de apă modifică neînsemnat viscozitatea păcurii [12].

De mare importanță pentru buna funcționare a instalațiilor de insuflare a amestecului este viteza de trecere prin conducte. O viteză prea mică provoacă decantarea prafului de cărbune, iar o viteză prea mare necesită o energie exagerată de pompare și provoacă corodarea puternică a instalației. De aceea trebuie determinată, pentru fiecare caz în parte, viteza critică, adică viteza minimă la care să nu aibă loc căderea și depunerea particulelor de cărbune. În urma determinărilor efectuate s-a constatat că pentru domeniul 30 — 50% cărbune (granulație sub 1 mm) în amestec, variația procentului de cărbune și a temperaturii păcurii influențează în mică măsură viteza critică de curgere. Viteza critică variază proporțional cu diametrul conductei [2].

În tabela 1 sînt indicate caracteristicile cărbunelui și ale păcurii utilizate la experimentările din diverse țări.

Din tabelă se observă că s-au folosit cam aceleași calități de păcură, avînd greutatea specifică de 0,940 — 0,960 g/cm³ și puterea calorifică în jur de 10 400 kcal/kg. Conținutul de sulf din păcură a avut valori scăzute (0,3—0,5%), pentru încercările din R. P. Bulgaria și U.R.S.S., și ceva mai ridicate, pentru cele din Japonia și Anglia (2,2 — 2,5%). Cărbunele folosit a avut caracteristici diferite de la o uzină la alta (cenușa 8 — 16%; puterea calorifică 6 500 — 7 300 kcal/kg; umiditatea 0,6 — 12,4%). În ceea ce privește granulația, se constată că în afară de cercetările efectuate de C.N.R.M., în celelalte țări s-a utilizat cărbune

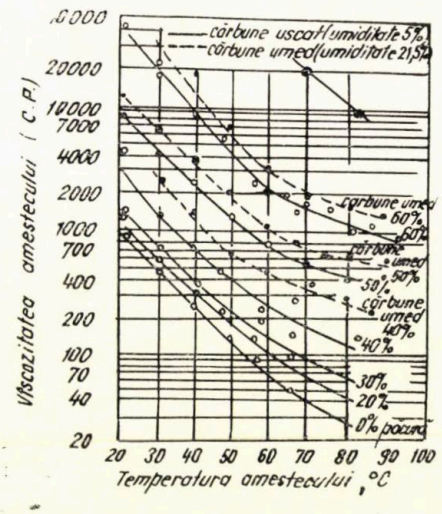


Fig. 2

măcinat sub 2 — 3 mm, diametrul mediu al granulelor fiind sub 0,6 mm.

Caracteristicile furnalelor la care s-au făcut experimentările sînt indicate în tabela 2.

Tabela 1

Caracteristici	Unitatea de măsură	Uzina					
		Muroran	Seraing	Workington	Ebbw Vale	Nijni Taghil	U.M. „Lenin"
Păcură:							
— comp. chimică:							
C	%	84,90		85,50	86,00		
S	%	2,50		2,20	1,90	0,36—1,88	0,50
— cenuşă	%			0,075	0,059		
— H_2O	%			urme	0,10		
— putere calorifică	kcal/kg	10 500		10 340		10 437	
— viscozitate cinematică							
la 50°C	CS	140			264		
la 100°C	CS			37			
— greutate specifică	g/cm³	0,940		0,962	0,952	0,957	0,954
Cărbune:							
— comp. chimică:							
C	%	72,26		67,90			
S	%	0,34		0,73			0,75
— cenuşă	%	10,74		8,30			15,80
— materii volatile	%	39,28		32,70			
— H_2O	%	3,60	9,5	7,40		0,6—28	12,35
— putere calorifică	kcal/kg	7 220		6 670		6541	
— greutate specifică	g/cm³			1,35			
— granulaţie maximă	mm	1,7	12,0	1,7	3,0	0,4	1,0
— granulaţie medie	mm	0,292		0,579		0,054	
Bibliografie		[2], [5]	[1]	[8]	[9]	[3]	[4]

În ceea ce priveşte instalaţiile pentru insuflat amestecul praf de cărbune-păcură în furnal, acestea au variat de la o uzină la alta.

Tabela 2

Caracteristici	Unitatea de măsură	Uzina				
		Muroran	Workington	Ebbw Vale	Nijni Taghil	U. M. „Lenin"
Volum util	m³	1 042		732,6	247	230
Diametrul creuzetului	m	7,2	5,63	6,10		
Guri de aer	buc.	16	12	12	8	8

Schema instalaţiei folosite la uzina Muroran din Japonia este dată în figura 3 (*1* — buncăr de cărbune; *2* — uscător; *3* — buncăr de alimentare; *4* — ciur vibrator; *5* — transportor pneumatic; *6* — ventilator; *7* — ciclon; *8* — valvă rotativă; *9* — nivelă; *10* — siloz de cărbune; *11* — alimentator cu bandă; *12* — rezervoare de păcură; *13* — rezervor de serviciu; *14* — pompă de păcură; *15* — debitmetru; *16* — pompe de amestec; *17* — amestecătoare; *18* — moară; *19* — filtru; *20* — încălzitor; *21* — conductă de amestec; *22* — conductă de retur; *23* — rezervor; *24* — guri de aer).

Cărbunele uscat şi ciuruit este transportat pneumatic la silozul *10* de unde se dozează împreună cu păcura în amestecătorul *1*. Amestecul obţinut este filtrat, trecut prin amestecătorul *2*, iar apoi cu ajutorul unei pompe cu şurub melc este transportat prin încălzitorul *20* unde îşi ridică temperatura la 100°C şi de unde este împins la injectoarele montate în gurile de vînt ale furnalului. Injectoarele au diametrul orificiului de evacuare de 5 mm. Pentru a preveni astuparea lor, în caz de deranjament, traseul pompă — furnal este purjat automat cu abur.

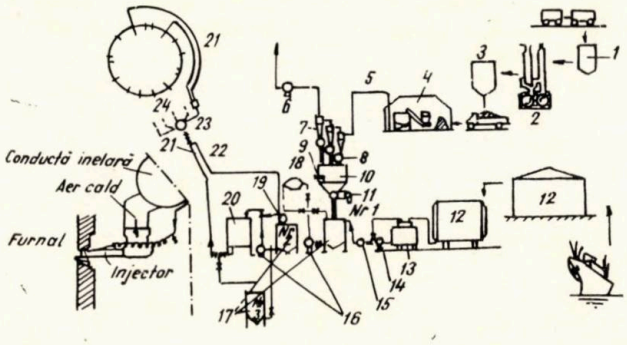


Fig. 3

Instalaţia este dotată cu un sistem de distribuţie uniformă a amestecului la gurile de vînt. În cazul în care se foloseşte cărbune umed, nu se poate face ciuruirea preliminară şi, în această situaţie, pentru a se evita astuparea

conductelor din cauza depunerii particulelor grosolane, se intercalează o moară pe traseul de transport al amestecului.

La experimentările făcute de C. N. R. M. la uzina Seraing s-a folosit cărbune de granulație 0 — 12 mm. Pentru a preveni blocarea instalației, conductele pentru transportul amestecului sînt de diametru mai mare, iar pe tot traseul instalației sînt montate agitatoare care mențin cărbunele în stare de suspensie în amestec (fig. 4). Cărbunele umed este amestecat cu păcură în proporții fixe și constante; amestecul este apoi distribuit prin două rînduri de recipiente intermediare (sas) și cuve de injectare, fiecare rînd alimentînd patru guri de vînt ale furnalului (una pentru gurile de vînt pare și alta pentru cele impare). Acest sistem de injectare a fost studiat și pus la punct cu ajutorul unei

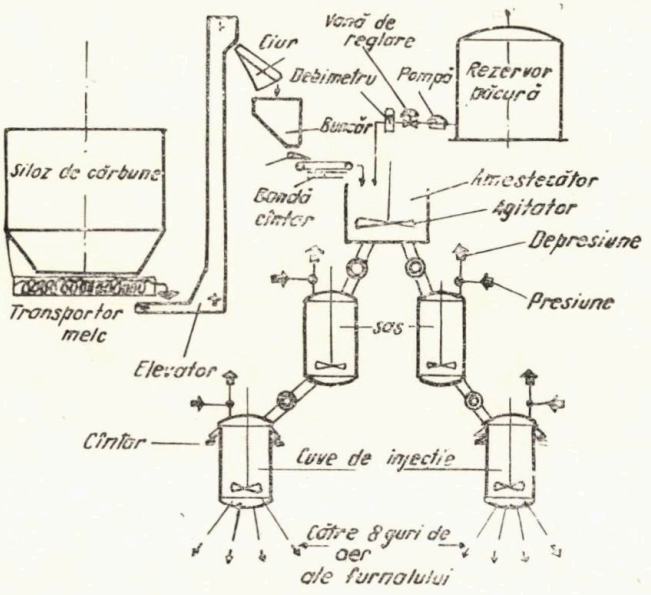


Fig. 4

instalații-pilot cu care s-au determinat condițiile optime de pompaj pentru amestecuri de diferite compoziții. Astfel s-a putut pompa un amestec conținînd pînă la 70% cărbune de granulație 0 — 12 mm. Această instalație se potrivește în mod egal, fără mari modificări, la injectarea unui lichid singur, ca păcura sau gudroanele. Schema instalației este redată în figura 4.

Instalația experimentală de la Workington (Anglia) a fost făcută pentru alimentarea a numai trei guri de vînt din cele 12 ale furnalului. Schema instalației este prezentată în figura 5, *a*. Rezervorul alimentator *A* este încălzit cu vapori și izolat termic, iar conținutul este sub control termostatic. În interior are un agitator care ține amestecul în suspensie. Amestecul este scos în partea de jos a rezervorului prin intermediul unui robinet cu trei căi *B*, cu ajutorul unei pompe cu diafragmă *C*. Pompa împinge amestecul printr-un amortizor de pulsații cu pernă de aer *D* în conducta care face legătura cu rezervorul alimentator, în circuit închis. Acest circuit lucrează ca o conductă inelară, în care presiunea este menținută cu ajutorul unui ajutaj *E* de la capătul de descărcare. De-a lungul conductei principale sînt amplasate, prin intermediul unor robineți *G*, trei pompe cu diafragmă *F* care împing amestecul, prin amortizoare de pulsații, la gurile de vînt. Toate conductele

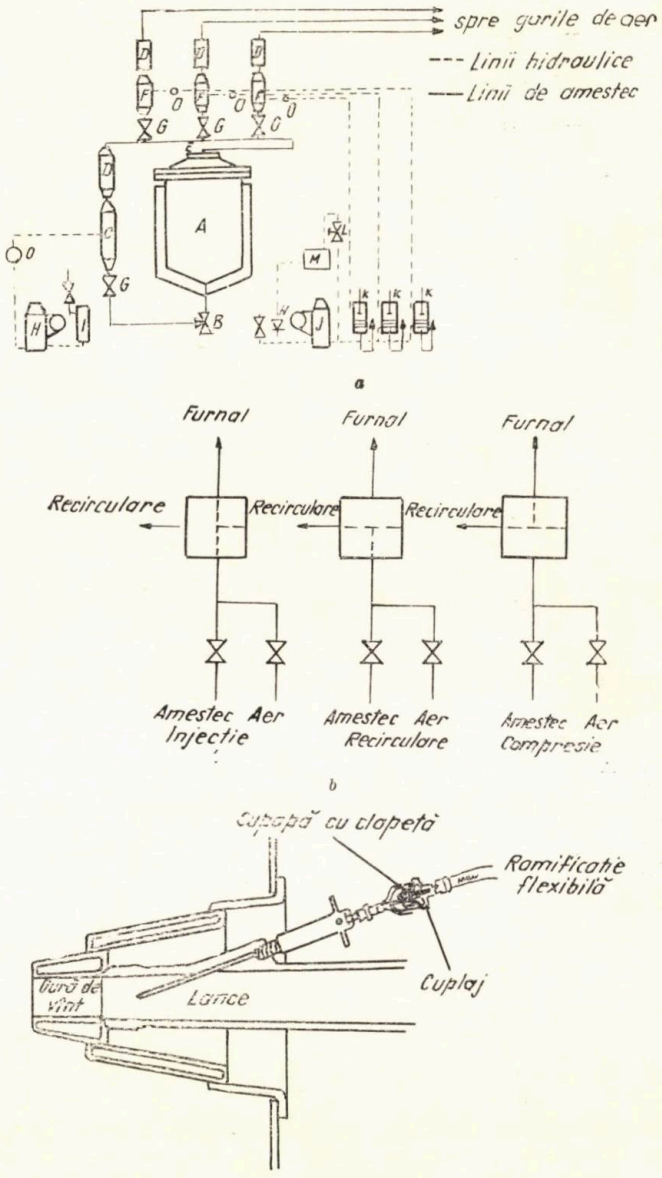


Fig. 5

de transport ale amestecului sînt încălzite și izolate termic. Instalația hidraulică de acționare *H* a pompei conductei inelare are o cameră de compensare *I* cu ajutorul căreia se poate schimba presiunea din conductă și debitul de amestec. Această cameră servește și ca instalație de siguranță în cazul înfundării conductei principale. O instalație similară *J* împreună cu sis-

temul robinet de descărcare L — recipient de depozitare a fluidului de acţionare M — robinet non-retur N acţionează asupra sistemului hidraulic al celor trei pompe cu diafragmă. Controlul debitului şi repartizarea amestecului pe pompe se face cu ajutorul unor regulatoare cu piston K.

Pentru cazul cînd diafragma s-ar defecta, avînd drept urmare pătrunderea amestecului în lichidul de acţionare, o instalaţie de celule fotoelectrice de semnalizare O este adaptată liniilor hidraulice ale celor patru pompe. Pentru astfel de defecţiuni este prevăzut un sistem de purjare cu aer comprimat a conductelor şi pompelor astupate. Robinetul cu trei căi serveşte la aprovizionarea cu amestec, la recircularea amestecului şi la racordarea cu aerul comprimat. În figura 5 se arată diversele poziţii ale robinetului cu trei căi.

Figura 5, c reprezintă dispozitivul gurii de vînt. Pentru prevenirea pătrunderii aerului cald

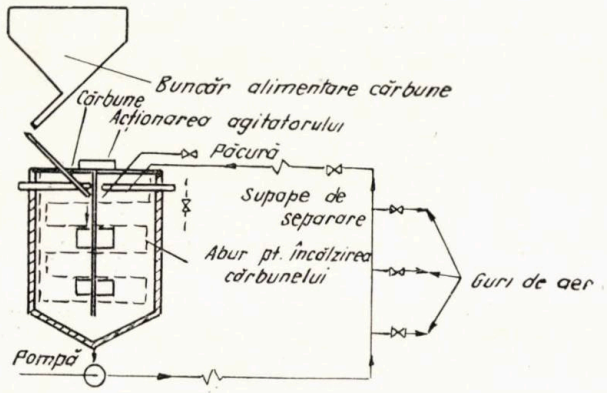


Fig. 6

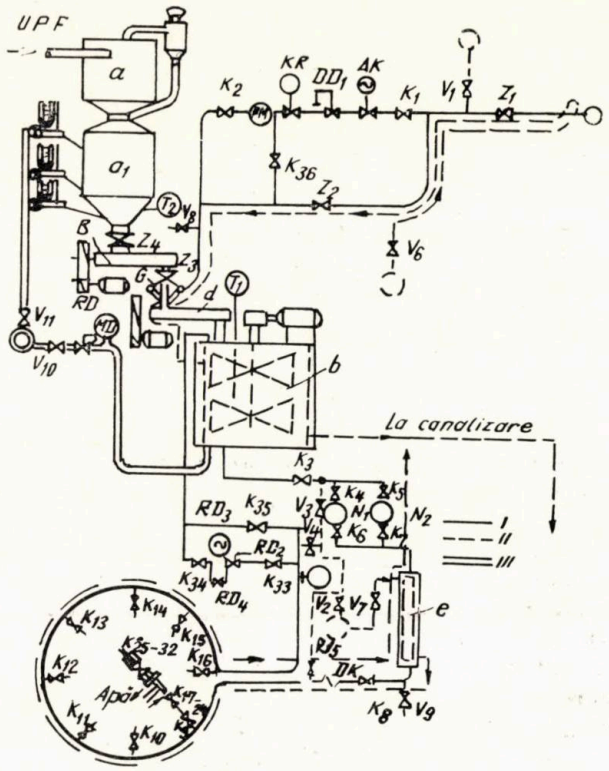
în sistemul de insuflare este prevăzută o supapă cu clapetă.

Încercările efectuate au arătat că instalaţia experimentată corespunde utilizării la scară industrială, fiind necesare următoarele îmbunătăţiri: instalaţia industrială trebuie să cuprindă un sistem complet automatizat pentru pregătirea amestecului şi un dispozitiv de siguranţă pentru spălarea automată a conductelor de transport; acţionarea hidraulică a regulatoarelor cu piston trebuie înlocuită cu acţionarea electrică.

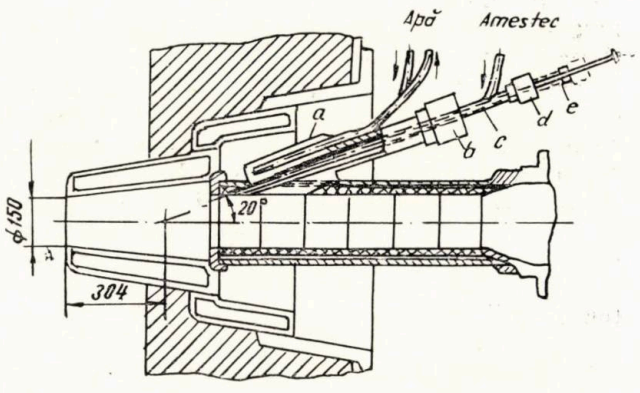
La uzina Ebbw Vale s-a folosit o instalaţie de insuflare asemănătoare cu cea de la Workington. Schema acestei instalaţii este dată în figura 6.

Schema instalaţiei folosite la Combinatul metalurgic Nijni Taghil (U. R. S. S.) este prezentată în figura 7, a (I, II, III — conducte pentru păcură, abur, aer; Z — cu diverşi indici, —vane; K—robinet; V — ventil; AK — supapă automată; RD — regulator de presiune; KR — regulator de debit; RM — debitmetru pentru păcură; MD—manometru; T — termometru; OK — supapă inversă; a_1 — buncăr pentru praf de cărbune, de 3,0 m³.

Păcura se introduce în instalaţie printr-o conductă de la un rezervor de păcură de 550 t. Filtrarea şi încălzirea păcurii, precum şi ridicarea presiunii ei în vederea transportului, se fac la staţia de păcură situată lîngă rezervor



a



b

Fig. 7

Conducta de păcură este dotată cu vana Z_1, supapa de închidere automată AK, regulatorul de presiune RD, debitmetrul RM şi două robinete K_1 şi K_2.

În vederea reviziei şi reparării aparaturii de măsurare şi reglare s-a prevăzut o conductă în derivaţie prevăzută cu vana Z_2. Derivaţia cu robinetul K_{36} este destinată pentru verificarea

corectitudinii indicării poziției de zero a debitmetrului de păcură RM. Probele de păcură pentru analiză se iau de la racordul cu ventilul V_8. Conducta de păcură, împreună cu conducta cu abur pe care este montat ventilul V_6 sînt izolate termic. Pentru îndepărtarea păcurii din instalație s-a prevăzut conducta cu ventilul V_1.

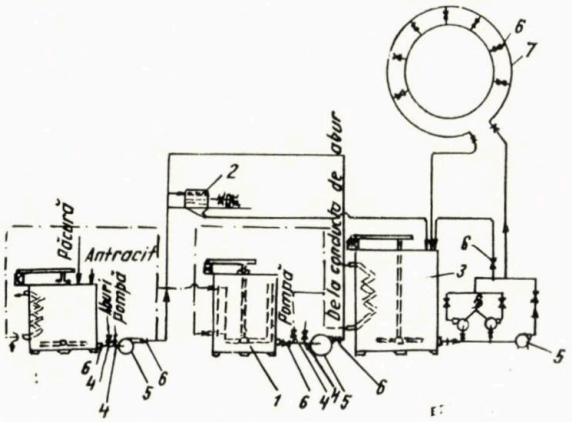


Fig. 8

Praful de cărbune se pregătește la fabrica de măcinat cărbune U. P. F. de unde se aduce cu ajutorul aerului comprimat în buncărul de primire *a*. Amestecul praf de cărbune-păcură se pregătește în rezervorul amestecător *b*, de volum activ 1 m ^{3}, dotat cu un agitator și încălzit cu aburi. Praful de cărbune se dotează după numărul de rotații ale șnekului dozator *B*, după care trece în camera de amestec primar *g*, separată de dozator prin vana Z_3. Amestecul este transportat mai departe de șnecul *d* în recipientul *b*, unde are loc amestecarea finală, iar apoi două pompe N_1 și N_2, montate în paralel, împing amestecul finit în încălzitorul cu abur *e* și apoi la gurile de vînt ale furnalului.

Sistemul de recirculare și injectare a amestecului permite menținerea unui debit constant de insuflare în furnal, independent de regimul de lucru al pompei. Tot sistemul de conducte pentru transportul amestecului este încălzit cu abur și izolat termic. Dispozitivul de injectare în gura de vînt este redat în figura 7, *b* (*a* — sistemul de răcire cu apă al ajutajului; *b* — sistemul de etanșare; *c* — injectorul nerăcit; *d* — garnitura; *e* — acul injectorului). Injectorul are diametrul de 5 — 8 mm și este răcit cu apă pe o lungime de 200 mm. În cazul înfundării injectorului, orificiul se curăță cu acul *e*, care servește totodată și pentru reglarea debitului de amestec la fiecare gură de vînt.

Instalația folosită la Uzina metalurgică „Lenin" (R. P. Bulgaria) este prezentată în figura 8 (*1* — două amestecătoare pentru păcură și praf de cărbune de 0,8 m ^{3}, cu agitator; *2* — omogenizator ; *3* — rezervor intermediar cu agitator; *4* — robineți; *5* — pompe pentru amestec; *6* — vane; *7* — conductă inelară amestec). Toată instalația de transport a amestecului, inclusiv amestecătoarele, este încălzită cu abur și izolată termic.

Caracteristicile de funcționare din timpul perioadelor de referință și de insuflare cu amestec ale furnalelor studiate sînt date în tabela 3.

Consumurile specifice de amestec au fost cuprinse între 29,46 kg/tf (Workington) și 73,3 kg/tf (U. M. Lenin), iar proporția de cărbune în amestec a variat de la 23% (etapa I de la Muroran) la 62% (Seraing). În urma injectării în furnal a amestecului praf de cărbune-păcură, la toate experimentările s-au înregistrat scăderi ale consumului specific de cocs față de perioada de referință de mers fără injectare de combustibili auxiliari. În vederea stabilirii cît mai exacte a influenței insuflării, la diversele uzine s-au calculat consumurile corectate de cocs, ținîndu-se seama de greutatea încărcăturii, de temperatura aerului, de compoziția chimică a fontei și a zgurei etc.

Raportul de înlocuire kg cocs/kg amestec a fost de 0,92 — 1,11. La uzinele din Seraing și din Workington s-au verificat aceste cifre prin calcule operaționale efectuate la calculatoare electronice, folosind ca date de bază parametrii de funcționare ai furnalului în perioada experimentărilor. La ambele uzine pentru condiții destul de asemănătoare de funcționare s-a obținut raportul de înlocuire 0,28 (tabela 4). În U. R. S. S., N. K. Leonidov și I. I. Gohman [13] au calculat pentru condițiile unui furnal de 2 000 m ^{3}, lucrînd cu aer la 1 200 ° C, un raport de înlocuire de 1,04 pentru insuflarea a 182 kg amestec păcură-cărbune brun/t fontă, respectiv 1,13 pentru insuflarea a 188 kg amestec păcură-antracit/t fontă (tabela 4).

Trebuie remarcat faptul că la toate experimentările menționate s-a trecut la insuflarea în furnal a amestecului fără ridicarea temperaturii aerului.

La unele uzine (U. M. „Lenin", Workington) temperatura aerului a fost chiar mai mică în perioada de experimentări (tabela 3). Calculele efectuate la calculatorul electronic de la Workington au arătat că insuflarea de amestec însoțită de ridicarea corespunzătoare a temperaturii aerului duce la mărirea raportului de înlocuire cocs/amestec de la 0,82 la 1,21 și la mărirea producției cu 4,5% (tabela 4).

Insuflarea amestecului cărbune-păcură a fost însoțită de o îmbunătățire a utilizării energiei chimice și termice a gazelor în furnal. La toate experimentările a crescut valoarea raportului CO_2:CO din gazul de furnal și a scăzut temperatura la gîtul furnalului (tabela 3). Datorită uniformizării mersului furnalului, la unele experimentări s-a constatat și o evidentă îmbunătățire a compoziției chimice a fontelor elaborate, în ceea ce privește stabilitatea conținutului de siliciu și de sulf [2], [3].

În ceea ce privește producția zilnică de fontă s-au înregistrat creșteri între 0,8 și 3,22% (tabela 3). Calculele efectuate au indicat creșteri posibile ale producției cu 4,5 —6,5% (tabela 4). La experimentările de la Ebbw Vale pentru o insuflare de 270 l/h și gură de vînt a scăzut consumul de cocs cu 50 kg/tf, iar productivitatea furnalului a crescut cu 9% [9].

În Japonia și în R. P. Bulgaria insuflarea amestecului praf de cărbune-păcură s-a făcut pornind de la un mers de referință cu insuflare de păcură.

La uzina Muroran (Japonia) în ambele perioade de experimentări, cantitatea de amestec insuflată (kg/tf) a fost egală cu cantitatea de păcură insuflată în perioada de referință. A rezultat un raport de înlocuire kg păcură/kg amestec de circa 1,0, pentru amestecul cu 23% cărbune, și de circa 0,8, pentru amestecul cu 48% cărbune și o variație a producției de + +5,38%, respectiv —0,80% (tabela 3). În urma

Tabela 3

Caracteristici de funcționare	Unitatea de măsură	Muroran				Seraing			Workington		Nijni-Taghil		U. M. Lenin	
		I		II		Ref.	Exp.		Ref.	Exp.	Ref.	Exp.	Ref.	Exp.
		Ref.	Exp.	Ref.	Exp.		I	II						
— Durata	zile	10	10	10	10	60	50	7	35	28	31	50	17	6
— Greutatea încărcăturii (+ calcar)	kg/t f					1 935	2 064	2 143	1 760	1 761	1 900	1 947	1 972	1 963
—Aerul : debit	Nm^3/h	73 200	79 800	75 840	70 920	40 395	44 853	44 778	45 293	45 360	36 780	34 920	29 880	29640
temperatură	°C	930	950	942	938	817	821	834	867	849	937	938	916	873
— Creșterea temperaturii față de mersul de referință	°C	—	+20	—	—4	—	+4	+17	—	—18	—	+1	—	—43
— Gazul brut : temperatură	°C	153	146	183	162	203	174	192	166	155	431	401	288	320
compoziția chimică :											CO_2 :	CO_2 :		
CO_2:CO		0,770	0,780	0,800	0,855	0,562	0,626	0,603			9,87	10,05	0,500	0,514
H_2	%	3,3	3,1	2,9	2,7	1,49	2,20	2,68			2,05	—	1,20	1,38
— Bazicitatea zgurei $CaO:SiO_2$	—	1,26	1,33	1,34	1,34	1,30	1,36	1,33			0,90	0,91	1,20	1,17
— Fonta : compoziție chimică Si	%	0,66	0,63	0,73	0,96	0,38	0,43	0,44	2,16	1,84	3,09	2,78	0,92	1,05
S	%	0,024	0,019	0,036	0,023	0,043	0,048	0,045			0,026	0,028	0,050	0,049
producție	t/zi	1 282	1 351	1 246	1 236	454,8	465,6	458,4	530,4	547,5	352,1	359,1	332	320
— Creșterea producției față de mersul de referință	%	—	+5,38	—	—0,80	—	+2,38	+0,79	—	+3,22	—	+1,99	—	—3,62
— Consumul specific de cocs tehnic : real	kg/t f	459		459		692,3	661,6	656,1	637,5	584,7	782	738	647	621
corectat	kg/t f	459	456	459	468	720	652	637	637,5	608	782	740	647	626
— Consumul de păcură	kg/t f	48	—	53	—	—	—	—	—	—	—	—	42	—
— Consumul specific amestec cărbune+ + păcură	kg/t f	—	48	—	52	—	51,3	67,8	—	29,46	—	39,5	—	73,3
— Proporția de cărbune în amestec	%	—	23	—	48	—	62	62	—	50	—	30,5	—	33,2
— Raportul de înlocuire $\frac{\text{cocs real}}{\text{amestec}}$	kg/kg	—	—	—	—	—	0,60	0,53	—	1,79	—	1,11	—	—
$\frac{\text{cocs corectat}}{\text{amestec}}$	kg/kg	—	—	—	—	—	0,92	0,92	—	1,0	—	1,11	—	—

înlocuirii unei părți din păcura insuflată cu praf de cărbune, conținutul de sulf din fontă a scăzut de la 0,024 la 0,019%, respectiv de la 0,036 la 0,023%; aceasta pentru că păcura utilizată conține 2,5% S, iar cărbunele, numai 0,34% S (tabela 1).

La uzina „Lenin" (R. P. B.) cantitatea de amestec insuflată (kg/tf) a cuprins o cantitate de păcură egală cu cea insuflată în perioada de referință și în plus cantitatea de praf de antracit, reprezentînd 33% din amestec. În urma

Tabela 4

Caracteristici de funcționare	Unitatea de măsură	Previziunile calculatorului electronic pentru			Calculele lui N. K. Leonidov *	
		Seraing	Workington		Amestec păcură-cărbune brun	Amestec păcură-antracit
			I	II		
Consum specific amestec c-p	kg/tf	51,3	56,90	53,34	182	188
Proporția de cărbune în amestec	%	62	50	50	50	50
Temperatura aerului în perioada de mers cu amestec	°C	820	867	978	1 200	1 200
Ridicarea temperaturii aerului față de perioada mers de referință	°C	0	0	+111	0	0
Scăderea consumului specific de cocs	kg/tf	42,1	46,66	64,54	190	212
Raportul de înlocuire cocs / amestec	—	0,82	0,82	1,21	1,04	1,13
Creșterea producției	%		−1,51	+4,52	+6,44	+4,91

* Pentru insuflarea în furnal a amestecurilor prin antrenare cu aer.

corectării consumului specific de cocs a rezultat un coeficient de înlocuire a cocsului cu antracitul din amestec, de 0,865 kg cocs/kg antracit. Întrucît cărbunele folosit a avut un conținut de sulf apropiat de cel al păcurii, nu s-a înregistrat o scădere sensibilă a conținutului de sulf în fontă.

Din încercările de înlocuire a insuflării păcurii cu insuflare de amestec cărbune-păcură a rezultat că efectele celor două metode asupra indicilor tehnico-economici ai furnalului sînt sensibil egale.

Concluzii

— Într-o serie de țări ca: Japonia, Belgia, Anglia, U. R. S. S., s-au pus la punct diferite instalații industriale de insuflare în mod continuu în furnal a unui amestec de păcură-praf de cărbune, conținutul de cărbune în amestec fiind de 30 — 60%.

— În urma insuflării în furnal a unor cantități de amestec cuprinse între 30 și 73 kg/t fontă, fără a ridica temperatura aerului suflat în comparație cu mersul de referință (funcționarea cu aer atmosferic fără adaos de combustibili auxiliari) a rezultat o economie la consumul specific de cocs de 30 pînă la 70 kg/t fontă și o creștere a productivității furnalului de 0,8 — — 3,2%, raportul de înlocuire kg cocs/kg amestec fiind de 0,9 — 1,1.

— Insuflarea în furnal a amestecului cărbune-păcură a fost însoțită de o îmbunătățire a utilizării energiei chimice și termice a gazelor în furnal, la toate experimentările înregistrîndu-se creșteri ale valorii raportului CO_2 :CO din gazul de furnal și scăderi ale temperaturii la gîtul furnalului.

— Prin înlocuirea păcurii insuflate în furnal cu amestecul păcură-cărbune conținînd pînă la 50% cărbune, valoarea principalilor indici tehnico-economici ai furnalului a rămas practic neschimbată.

BIBLIOGRAFIE

[1] Limpach R., Trousse P. și Darimont A. *L'injection de slurry au haut fourneau.* Congresul internațional din Charleroi, 1966. Cocsul în siderurgie.

[2] Morinaga K. și Jomoto Y. *Coal Slurry Injection into Blast Furnace.* Congresul internațional din Charleroi, 1966. Cocsul în siderurgie.

[3] Kornev B. K., Fofanov A. A. ș.a. *Razrabotka tehnologhii domennoi plavki s ispolzovanien uglemazutnovo topliva.* Stali, nr. 4, 1967, p. 292—297.

[4] Bratkov I. *Issledvania vrhu podavaneto na mazutno — vgliscina suspenzia v domennite pesci na M. Z. „Lenin".* Conferința națională de metalurgie, Botunet, 1967.

[5] * * * *Injection of Coal Slurry Fuel into Blast Furnaces.* Steel Times, vol. 190, nr. 5057, p. 882.

[6] Crawford Ch. *Coal Oil Slurry Injection into Blast Furnaces.* Steel & Coal, vol. 187, nr. 4958, p. 174—175.

[7] * * * *Coal Oil Slurry Injection Technique proved on uk Blast Furnace,* Steel Times, vol. 189, nr. 5031/2, p. 868—69.

[8] Smith P. G., Richard G. P. și Harrison J. S. *Injection af Coal Oil into a Blast Furnaces,* Steel Times, vol. 193, nr. 5117, p. 220—225.

[9] Jak R. M. *Vduvanie smesi uglia s mazutom v domennuiu peci.* Biulleteni T.I.I.N., C.M., nr. 10, 1965, p. 50 după Journée internationales de siderurgie", Luxembourg, 1962, p. 409—411.

[10] Dancoisne P. și Michard J. *Utilisation des combustibles auxiliaires aux hauts fourneaux.* Congresul internațional din Charleroi, 1966. Cocsul în siderurgie.

[11] Carlson J. W. *Iron Blast furnace fuel iniection.* Brevet S.U.A. nr. 3197305, cl. 75—42.

[12] Kornev V. K. și Borisov I. S. *Issledovanie svoistv uglemazutnih smesei.* T.I.I.N. C.M., seria 4, inf. 2, 1967.

[13] Leonidov N. K. și Gohman I. .I. *Eficiența insuflării diferitelor substanțe în furnale.* Stali, nr. 7, 1964.

Combaterea zgomotului în vederea prevenirii îmbolnăvirilor profesionale de hipoacuzie la locurile de muncă

Ing. A. COZMA
Uzina de țevi — Roman

CZ 628.517.2 : 613.6

Funcționarea unei uzine de țevi de dimensiuni mari, prin obiectul producției sale, are în permanență spre rezolvare problema eliminării zgomotelor ce se produc în timpul desfășurării procesului de producție.

Este știut că zgomotele a căror intensitate și frecvență depășesc limita prevăzută în normele de protecția muncii au o influență dăunătoare asupra sănătății și capacității de muncă. Acțiunea prelungită a zgomotului intens provoacă obosire generală și surditate de percepție.

Efectele nocive ale zgomotului sînt provocate de : nivelul de intensitate a zgomotului ; frecvența zgomotului ; natura zgomotului ; timpul de lucru în mediu cu zgomot ; timpul de acomodare și rezistența organismului.

După efectul nociv, zgomotele se pot grupa astfel :

— Zgomote slabe, care produc doar efecte psihice : enervare, irascibilitate, insomnie.

— Zgomote puternice, care pe lîngă efectele psihice, au și influență fiziologică manifestată prin : slăbirea agerimii vederii, accelerarea pulsului, mărirea tensiunii arteriale, mărirea tensiunii vasculare intercraniene de circa 3 ori, schimbarea ritmului respirației, încetinirea procesului de digestie datorită micșorării contracției stomacului și reducerii amplitudinii acestuia, modificarea volumului splinei, al rinichilor și al plămînilor.

— Zgomotele foarte puternice, care pe lîngă celelalte efecte produc în plus surditate. Surditatea rezultată din expunerea îndelungată a omului la zgomote foarte puternice este o afecțiune nevindecabilă. În concluzie, prin acțiunea asupra sistemului nervos, respectiv asupra scoarței cerebrale, zgomotul provoacă omului iritații nervoase, procesul de oboseală devine mai accelerat, se slăbește atenția, se încetinesc reacțiile psihice, putînd fi produse astenii și chiar boli nervoase. Efectele fiziologice cît și cele psihologice sînt urmarea unei acțiuni de durată și depind, în cea mai mare măsură, de nivelul de tărie a zgomotului perceput, organismul omului fiind supus la o obosire generală și la scăderea capacității de muncă.

Ca urmare, productivitatea muncii se micșorează pînă la 40—60% datorită reducerii capacității de muncă. De asemenea, zgomotul afectează munca fizică și în mod special aceea care necesită o concentrare mai mare a atenției, generînd astfel accidente de muncă. Rezultă deci că în comparație cu zgomotul de pe stradă, din locuințe sau din mijloacele de transport, zgomotul industrial are cea mai mare influență asupra organismului datorită intensității și mai ales frecvenței mari.

Făcînd o analiză asupra surselor și efectului zgomotului industrial în Uzina de țevi — Roman, se pot arăta următoarele :

— *Sursele zgomotelor în halele de producție sînt* :

— Agregatele în funcțiune : cuptoarele rotative ; perforatoarele ; cuptorul de reîncălzire ; agregatul duo ; netezitoarele ; calibrorul la cald, toate cu utilajele lor auxiliare (aruncătoare, trenuri de role, tampoane, grătare basculante, dozatoare, motoare de acționare etc.) ;

— Podurile rulante — minimum două pe fiecare hală cu un coeficient de utilizare de peste 80% ;

— Mașinile sectorului prelucrare la rece : mașinile de îndreptat ; mașinile de retezat ; polizoarele ; presele de probat ; mașinile de filetat ; mașinile de înșurubat, toate cu utilajele lor auxiliare (trenuri de role, aruncătoare, tampoane, grătare basculante, dozatoare, motoare de acționare etc.) ;

— Ciocnirile dintre materia primă și utilaj ;

— Ciocnirile dintre țevile fabricate și utilaje ;

— Ciocnirile dintre țevi (în fluxul tehnologic și în timpul transportului) ;

— Semnalele acustice ale agregatelor, macaralelor și ale locomotivelor cînd intră în hale ;

— Instalațiile de ventilație, de încălzire, de aer comprimat și abur etc.

Este necesar a se preciza că toate aceste surse de zgomot acționează sub un singur acoperiș, halele nefiind separate între ele prin pereți, existînd doar stîlpi de susținere a fermelor și căilor de rulare. Astfel zgomotul produs în hala I, în funcție de intensitatea lui, poate fi recepționat în hala VII și invers.

Intensitatea și frecvența zgomotelor variază de la sursă la sursă. Suprafața totală a halelor existente fiind de peste 60 000 m², iar distanța dintre o sursă și alta ajungînd pînă la 360 m, condițiile de lucru din interiorul halelor sînt foarte diferite din punct de vedere al zgomotului.

Pentru prevenirea cazurilor îmbolnăvirii profesionale de hipoacuzie şi surditate de percepţie, în cadrul Uzinei de ţevi — Roman au fost aplicate o serie de măsuri tehnice cu scopul de a atenua zgomotul produs la lovirea dintre ţevile aflate în fluxul de fabricaţie şi corpurile metalice ale utilajului tehnologic.

Astfel, unele corpuri metalice ale utilajului au fost acoperite cu materiale insonore. Spre exemplu, la atelierul de ajustaj, şeile colectoare ale ţevilor de pe patul de control final, precum şi acelea de la presa de probat hidraulică nr. 1, au fost căptuşite cu cauciuc, reducîndu-se în mod substanţial zgomotul produs la căderea primelor ţevi în şei.

De asemenea, tot în acest atelier, tampoanele trenului cu role de evacuare a ţevilor de la maşinile de retezat la paturile finale au fost căptuşite cu cauciuc, zgomotul produs la ciocnirea ţevilor de tampoane fiind aproape anulat.

La secţia filetaj, dozatorul de ţevi după ieşirea acestora din maşina CRI-DAN a fost căptuşit cu cauciuc, iar trenurile cu role de la evacuarea ţevilor de la toate maşinile de filetat au rolele cauciucate, realizate în urma unei prelucrări speciale la strung. Braţele de prindere a ţevii de la piesele de probat hidraulic nr. 3 şi 4 au fost căptuşite şi ele cu cauciuc.

Pentru atenuarea zgomotelor produse de instalaţiile de acţionare pneumatică a electrovalvelor de la agregatele perforatoare duo şi netezitoare, s-au montat acestora tobe de amortizare. Acelaşi sistem a fost adoptat şi la instalaţia de acţionare pneumatică a maşinilor CRI-DAN din secţia filetaj.

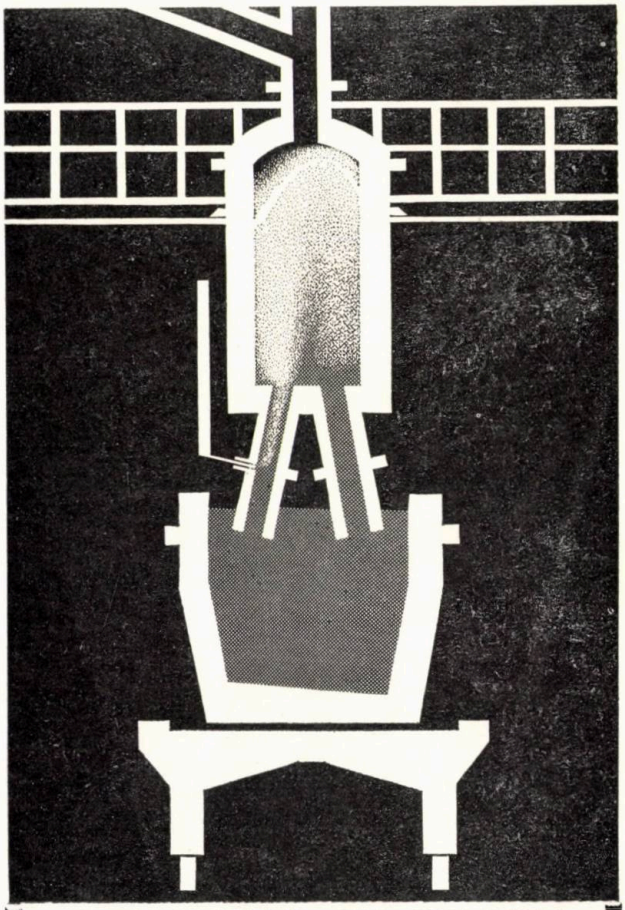
În atelierul de ajustaj, după ieşirea ţevii din maşinile de îndreptat la dozator, s-au aplicat nişte braţe acţionate o dată cu acesta, care prind ţeava şi o lasă lent pe trenul cu role, evitîndu-se astfel ciocnirea ţevii cu rolele şi deci înlăturarea producerii zgomotului.

Unele măsuri pentru atenuarea zgomotelor au fost aplicate şi la instalaţiile aeroterme, precum şi la absorbţia aerului la compresoare, unde printr-un sistem comun cu gura de absorbţie scoasă afară din centrală şi prevăzută cu un epurator de aer prin ulei, s-a redus cu mult limita zgomotului din centrală.

Paralel cu aplicarea măsurilor tehnice au fost experimentate mai multe tipuri de antifoane produse atît în ţară, cît şi în străinătate, fără a se obţine însă rezultate concludente, fiecare din ele prezentînd încă deficienţe constructive. Cu toate măsurile luate pînă în prezent şi arătate mai sus, nu se poate spune că s-a făcut totul pentru a preveni efectele dăunătoare ale zgomotului asupra sănătăţii omului.

Pentru viitor se consideră ca o problemă primordială studierea şi aplicarea de măsuri în vederea atenuării zgomotelor produse prin lovirea între ele pe paturile înclinate la căderea în colectoare, în timpul manipulării lor cu macaralele, precum şi la căderea din aruncătoare pe paturi fie prin folosirea unor materiale elastice protejate cu lamele din oţel, fie prin adaptarea altor sisteme de micşorare a înălţimii de cădere a ţevilor. De asemenea, vor fi extinse unele din metodele aplicate, care au dat rezultate satisfăcătoare în urma experimentării lor în producţie.

Avînd în vedere faptul că la Uzina de ţevi — Roman este în curs de construire un nou laminor (de 6″, deci mai mic decît cel existent), se impune ca proiectantul principal să studieze şi să dea soluţii eficiente în vederea prevenirii zgomotului, înainte ca laminorul să fie dat în funcţiune.



PROCEDEUL RH PENTRU DEGAZEIFICAREA OŢELULUI

cu ajutorul pompelor de vid cu jet de abur, avînd cea mai ridicată capacitate de aspirare.

Procedeu RH de recirculare cu caracteristici deosebite: formarea picăturilor cu suprafaţă mare de reacţie şi menţinere avantajoasă în vid. Prin viteza mare de curgere şi turbulenţa provocată se formează, în bune condiţii, nuclee gazoase de reacţie. Vid avansat constant, sub 0,5 mm Hg. Aliere precisă şi tratament fără zgură sub vid. Pierderi reduse de temperatură prin încălzire specială.

Procedeu RH de degazeificare prin recirculare în cuptor în vederea tratamentului sub vid a şarjei în cuptor.

Procedeu special, bazat pe experienţa cîştigată cu mai mult de 40 instalaţii Messo pentru degazeificarea oţelului.

MESSO

STANDARD-MESSO DUISBURG

GESELLSCHAFT FÜR CHEMIETECHNIK M.B.H. & CO.

41 Duisburg · Düsseldorfer Straße 29 · West-Deutschland

Publicom

Despre unele forme şi mijloace de propagandă a protecţiei muncii în industria metalurgică

Ing. FL. LUCAN
Ministerul Industriei Metalurgice

CZ 331.82 : 669

Mijlocul cel mai eficient de propagandă îl constituie filmul, care se recomandă a fi cît mai larg folosit.

Ca urmare a caracterului dinamic al imaginilor, precum şi datorită faptului că succesiunea acestora este însoţită de comentarii care se adresează în acelaşi timp celor două simţuri principale — vederea şi auzul — şi prin faptul că acţiunea se realizează cu ajutorul unor aspecte vii mai convingătoare, filmul cu tematică de protecţia muncii reprezintă unul din cele mai moderne şi mai eficiente mijloace de propagandă pentru instruirea muncitorilor, avînd posibilitatea să prezinte în detaliu măsurile de tehnica securităţii care trebuie respectate în timpul desfăşurării proceselor de producţie.

Ţinînd seama de importanţa acestui mijloc de propagandă, Ministerul Industriei Metalurgice a creat un fond propriu de patru filme documentare de scurt metraj, cu teme de protecţie a muncii, intitulate: „Neglijenţă, neatenţie, nepăsare!" (în care sînt prezentate măsurile de protecţie a muncii la transportul feroviar interuzinal), „Ancheta" (în care sînt prezentate unele accidente grave produse prin căderi de la înălţime însoţite de declaraţii ale accidentaţilor), „Accident mortal" şi „Consecinţe", ale căror copii au fost difuzate la marile întreprinderi pentru instruirea muncitorilor. În acest an au fost realizate două filme privind normele de tehnica securităţii în oţelării şi, respectiv, în fabricile de materiale refractare.

Printre unităţile care dispun de un număr suficient de filme, pe care le folosesc cu multă eficienţă în cadrul instructajelor, se menţionează I.C.M.S.G., I.C.S.H. şi I.S.C.T.

O altă metodă eficientă de instruire în cadrul cabinetului o constituie audierea de către noii angajaţi a textului imprimat pe bandă de magnetofon, text care cuprinde noţiuni generale şi măsuri de protecţia muncii specifice întreprinderii respective. După transmiterea textului se pun întrebări de control şi problemele nelămurite sînt apoi reluate şi clarificate de cel care face instruirea. Un asemenea procedeu foloseşte uzina „Laminorul" — Brăila şi I.C.M.M.R.

Se recomandă ca expunerea teoretică din cadrul instructajului să fie însoţită de demonstraţii practice, acestea fiind mai convingătoare şi mai accesibile muncitorilor. Asemenea demonstraţii practice se fac chiar din faza instructajului introductiv general, cu rezultate bune, la cabinetele-model ale unor întreprinderi ca I.S.C.T. şi I.C.M.S.G., care dispun de machete reprezentînd diferite utilaje în funcţiune, respectiv diferite lucrări speciale de construcţie.

Astfel de demonstraţii practice se efectuează şi în cadrul instructajului la locul de muncă, şi periodic, noii angajaţi fiind astfel familiarizaţi cu condiţiile specifice şi cu măsurile de protecţia muncii, pe care trebuie să le respecte în timpul lucrului.

Instructajul demonstrativ constituie o metodă eficientă avînd avantajul că muncitorii asistă la demonstraţii practice, unde observă şi înregistrează mişcările corecte de execuţie ale operaţiei respective.

O altă metodă pentru îmbunătăţirea activităţii de propagandă este şi generalizarea experienţei bune a unor întreprinderi în domeniul protecţiei muncii.

În acest scop s-au organizat trimestrial schimburi de experienţă la nivel de minister pe teme de protecţia muncii, avînd ca locuri de desfăşurare unităţile dotate cu cabinete-model ca, de exemplu: I.C.M.S.G., I.S.C.T., I.C.M.M.R. şi altele.

La fiecare din aceste schimburi de experienţă au fost prezentate referate de către conducătorii de unităţi, avînd ca temă activitatea unităţii respective în domeniul protecţiei muncii, insistîndu-se în special asupra celor mai bune metode folosite în vederea reducerii accidentelor de muncă şi a îmbolnăvirilor profesionale. Schimburile de experienţă au fost urmate de vizite cu caracter practic în întreprinderea respectivă şi de o gală de filme cu tematică de protecţia muncii. Aceste schimburi de experienţă s-au încheiat cu discuţii concretizate în planuri de măsuri pentru îmbunătăţirea situaţiei protecţiei muncii.

Din aceste schimburi de experienţă participanţii au avut-multe de învăţat şi, de aceea, este necesar ca, la reintoarcerea în unităţile din care fac parte, aceştia să aplice metodels şi măsurile bune folosite de către unitatea care a organizat schimbul de experienţă, în cadrul direcţiei.

Pentru cei ce încalcă în mod sistematic normele de protecţia muncii sau pentru acei conducători de procese tehnologice care nu se preocupă de aplicarea măsurilor de protecţie la locurile de muncă, se poate folosi satirizarea, cu ajutorul caricaturii. Caricaturile cu tematică de protecţia muncii îşi ating scopul mai ales cînd cei vizaţi sînt nominalizaţi şi cînd acestea sînt expuse la locuri vizibile, în ateliere, la fotogazetă etc. Textul satiric are efect numai dacă se referă la o situaţie cît mai concretă.

Acordînd atenţie acestei metode, Ministerul Industriei Metalurgice a editat în acest an broşura intitulată „Cum se pot preveni accidentele de muncă", ilustrată cu o serie de caricaturi sugestive, însoţite de texte care satirizează situaţii negative din cele mai variate sectoare de activitate industrială ale ministerului. Unităţile din cadrul Ministerului Industriei Metalurgice folosesc destul de puţin această formă eficientă de propagandă. Printre unităţile care folosesc cu bune rezultate caricatura, în vederea reducerii numărului de accidente, se menţionează I.S.C.L. — Galaţi şi „Carbochim" — Cluj.

RECENZII

V. D. E. GRUNDLAGEN DER BILDSAMEN FORMGEBUNG (Bazele prelucrării prin deformări plastice). *Düsseldorf, Verlag Stahleisen m.b.H., 1966.*

În cadrul asociației vest-germane a siderurgiștilor (Verein Deutscher Eisenhüttenleute) se țin în mod periodic sesiuni tehnico-științifice, care au scopul de a prezenta specialiștilor din industrie și institute stadiul actual al cunoștințelor și al realizărilor dintr-un anumit domeniu. Într-un asemenea cadru au fost prezentate și o serie de referate privind bazele prelucrării prin deformări plastice, care după ce au fost revizuite și completate au fost publicate în prezenta lucrare recenzată. Prin această publicație se acoperă un gol existent în literatura de specialitate a școlii germane în acest domeniu, fiind prima lucrare care prezintă într-un mod unitar bazele științifice ale deformărilor plastice, după lucrarea lui E. Siebel „Die Formgebung im bildsamen Zustand", apărută în 1932.

Lucrarea conține 16 referate, ale unor specialiști cu renume, al căror titlu și conținut sînt :

— „Noțiuni și relații de bază ale deformărilor plastice" (tensiunea ; deformarea ; viteza ; efortul și lucrul de deformare ; condițiile de echilibru și de curgere ; raporturile tensiune — distorsiune etc.) ;

— „Bazele comportării plastice a materialelor" (mutații și punerea în evidență a acestora, durificarea mono- și policristalelor, efectul alternat între mutații și atomii străini, reconformare și recristalizare etc.) ;

— „Teoria elementară a plasticității tehnicii prelucrării prin deformări plastice, în special privind matrițarea" (noțiuni de bază, relațiile de bază ale presării în matrițe axial-simetrice etc.) ;

— „Evaluarea limitelor superioare și inferioare ale eforturilor și lucrurilor de deformare, în special la extrudare" (extrudarea directă, extrudarea axial-simetrică etc.) ;

— „Rezistența la deformare a materialelor, la prelucrările prin deformări plastice la rece" (deformabilitatea, rezistența și presiunea specifică la deformare, limitele deformării la cald și la rece, procedee pentru determinarea rezistenței la deformare, factorii care influențează rezistența la deformare etc.) ;

— „Rezistența la deformare, la prelucrările prin deformări plastice la cald" (noțiuni de bază și exemple la diferite mărci de oțeluri) ;

— „Bazele laminării benzilor" (geometria calibrelor, cinematica și statica laminării benzilor, frecarea în calibru, calculul efortului și al momentului de rotație, exfolierea etc.) ;

— „Utilizarea teoriei la laminarea pe profil plan" (comportarea elastică a cajei și a laminatului, frecarea și constanța dimensională, lățirea etc.) ;

— „Laminarea și forjarea oțelului" (linii pentru laminarea blumurilor, bramelor, tablelor, benzilor, profilelor, barelor, sîrmelor și țevilor ; forjarea liberă și matrițarea) ;

— „Bazele laminării cu calibre" (calculul teoretic al diverselor tipuri de calibre) ;

— „Importanța noțiunilor de bază pentru tehnica modernă a laminării și acționării" (eforturile la laminare, reacțiile mecanice, influența efortului de tragere asupra procesului de laminare, jocul total al mai multor caje cuplate, calificarea personalului etc.) ;

— „Importanța proprietăților materialului la prelucrarea tablei" (clasificarea procedeelor, imprimarea, îndoirea, ambutisarea prin tragere, ambutisarea adîncă etc.) ;

— „Bazele tragerii și împingerii — I" (bazele teoretice, starea tensională în zona de deformare, comparație între valorile calculate și cele măsurate la tragerea și împingerea barelor etc.) ;

— „Bazele tragerii și împingerii — II" (tragerea sîrmelor și țevilor ; laminarea la rece în pas de pelerin etc.) ;

— „Bazele matrițării" (caracteristicile procedeelor de matrițare, posibilități de calcul și apreciere a eforturilor și lucrurilor de deformare, compararea diverselor metode de calcul etc.) ;

— „Procedee speciale ale tehnicii ambutisării adînci".

Lucrarea se încheie cu un index alfabetic al noțiunilor utilizate în cuprins, ușurînd prin aceasta mult pe cititori și dînd lucrării un caracter lexiconal. Modul concis de prezentare și bibliografia bogat indicată dau posibilitatea cititorului de a avea o privire de ansamblu și de a aprofunda ulterior unele din problemele de interes deosebit.

Nivelul înalt de tratare a problemelor de către autori de strictă specialitate face ca această lucrare să reprezinte realmente esența și stadiul de ultimă oră al domeniilor tratate. Această lucrare, de a o reală valoare, poate fi recomandată tuturor specialiștilor noștri, mai ales acelora care activează în institutele de cercetări și de învățămînt superior și care se ocupă cu problemele teoretice ale prelucrării prin deformări plastice atît în munca de cercetare, cît și în cea didactică ; totuși datele și indicațiile cu caracter practic ale unor referate pot fi utile și specialiștilor noștri din producție, mai ales celor din siderurgie, din secțiile de laminare.

Ing. *M. Codreanu*

A. I. Akulov și I. A. Sokol. SUDAREA MECANIZATĂ A CONDUCTELOR. *Moscova, Editura pentru literatură tehnică de construcții, 1967, 190 pag., 79 fig.*

În etapa actuală crește din ce în ce mai mult volumul de construcții pentru ramurile industriale la care în fluxul tehnologic se utilizează multe conducte. Pentru aceste construcții un loc important îl ocupă munca de confecționare și montaj a conductelor tehnologice, care în unele cazuri ocupă 40 — 60% din volumul total al muncii de montaj.

Pentru micșorarea acestui mare volum de muncă și deci pentru creșterea productivității muncii, în prezent pe plan mondial se fac eforturi pentru mecanizarea sudării la confecționarea și montarea conductelor. Astfel, în țările cu industrie avansată, peste 75% din subansambluri se execută în secții și uzine de montaj a semifabricatelor. Această problemă devine din ce în ce mai actuală și în țara noastră, în special în industria chimică și petrolieră și la transportul gazelor.

În prezenta lucrare se expune modul de mecanizare a sudării în uzinele care produc și montează conducte din oțeluri carbon și aliate și din metale și aliaje neferoase, avînd în vedere cele mai raționale metode de sudare și instalații de bază și ajutătoare.

La început (cap. I) se prezintă metodele de sudare (electrice și prin presare) care permit sudarea mecanizată a conductelor. De asemenea, se expun și perspectivele de dezvoltare a tehnologiei de sudare automată, cu arc electric, a conductelor. Această parte are mai mult un caracter didactic și conține puține date tehnologice.

În capitolul II se prezintă caracteristicile conductelor și ale detaliilor lor și materialele utilizate la sudare. Se expun unele caracteristici, compozițiile chimice și caracteristicile mecanice pentru conductele de oțel și aliaje neferoase utilizate în U. R. S. S. La materialele utilizate pentru sudare se dau mărcile oțelurilor folosite la electrozii de sudură și destinația lor și fondanții și gazele de protecție folosite la sudare.

În capitolul III se expun diferite tipuri sovietice de instalații pentru sudarea mecanizată a conductelor, cu date tehnologice precise. Astfel, se prezintă instalații automate și semiautomate de sudare sub flux, în mediu de gaz protector și cu sîrmă tubulară. Se mai prezintă sursele de curent pentru sudare mecanizată și instalațiile ajutătoare folosite la sudarea mecanizată.

În capitolul IV se prezintă tehnica și tehnologia de mecanizare a sudării electrice a conductelor din oțeluri carbon și înalt aliate și din metale și aliaje neferoase.

Acest capitol dă date tehnologice prețioase sub formă de tabele.

În ultima parte (cap. V) se prezintă controlul calității îmbinărilor la sudarea mecanizată a conductelor. Se prezintă și unele metode moderne de control al sudării.

Sub forma prezentată, lucrarea are un caracter tehnologic, totuși unele considerații teoretice nu sînt în concordanță cu tema lucrării.

Cartea se adresează inginerilor și tehnicienilor care lucrează la instalații industriale ce necesită construcții și montaj de conducte prin sudură.

Ing. *P. Iordănescu*

A. I. Veinik. TEPLOFIZICA V LITEINOM PROIZVODSTVE (Termofizica în turnătorie). *Minsc, Editura Nauka i Tehnica, 1967.*

Cartea prezintă bazele proceselor termodinamicii ireversibile și aplicarea acestora în turnătorie.

Toate fenomenele care se petrec în procesele de elaborare și turnare (fenomene termice, mecanice, chimice, de difuzie, de suprafață, de hidrodinamică, magnetice, electrice etc.) a metalelor și aliajelor sînt organic legate între ele și într-o permanentă interdependență. Termodinamica este aceea care permite determinarea calitativă a acestor interdependențe și din acest motiv ea constituie baza teoretică a proceselor de turnare.

Capitolul I tratează o serie de probleme teoretice legate de: alierea superficială a pieselor turnate (Volkov Iu. A.), acțiunea vibrațiilor de joasă frecvență asupra structurii și proprietăților fontelor maleabile modificate cu magneziu și turnate în cochilie (Belozerski L. N.), fenomenele de difuzie și termodifuzie care au loc la alierea și alitarea oțelurilor cu bor și crom (Voroșnin L. G., Liahovici L. C., Dalmanov F. B.) și de teoria fenomenelor termoelectrice (Veinic A. I.).

Capitolul II tratează problemele transportului sarcinii termice și ale umidității în amestecurile de formare, precum și influența acestui transport de masă asupra procesului de solidificare a pieselor turnate. Sînt analizate în amănunt posibilitățile de schimbare a proprietăților termofizice ale amestecurilor de formare-miezuire, prin adăugarea de diverse materiale (argilă, pulbere de fontă) și a schimbării gradului de îndesare a amestecului (Anisovici G. A.).

Procesul termic de uscare a miezurilor și a formelor cu ajutorul curenților de înaltă frecvență poate fi îmbunătățit prin adăugarea substanțelor organice, care se dizolvă ușor în apă și care măresc substanțial pierderile dielectrice. Astfel, sînt semnificative rezultatele care arată că, la umiditatea de 1,0% a amestecului de formare, adaosul de NaCl, KCl, NaOH și $CaCl_2$, în concentrații de 2—3%, determină creșterea coeficientului de pierderi dielectrice, de 2—4 ori, ceea ce permite mărirea de 2 — 4 ori a vitezei de încălzire pînă la punctul de evaporare și micșorarea, în acest fel, de 1,5 — 2 ori, a timpului de uscare (Mihalevici A. A.).

În capitolul III sînt analizate condițiile termice de răcire a pieselor turnate în cochile, apariția tensiunilor termice, durabilitatea cochilelor etc.

Din lucrările prezentate în acest capitol se detașează, prin importanța problemei abordate, aceea care se referă la influența grosimii cochilelor asupra durabilității acestora (Hramcenko A. I.). Stabilirea relațiilor empirice expuse în lucrare permite îmbunătățirea metodei de calcul al grosimii de perete a cochilelor, necesitînd însă o verificare a acestor relații pe un număr corespunzător de determinări la scară industrială.

Turnarea pieselor masive și complexe (batiuri) în forme metalice constituie o direcție principial nouă de dezvoltare a proceselor tehnologice de turnare. În lucrarea lui Jmakin N. P. sînt analizate condițiile termice necesare pentru obținerea unor piese turnate fără defecte, ca urmare a excluderii căderilor mari de temperatură din diferitele porțiuni ale piesei.

Capitolul IV este consacrat cercetării proceselor termice în condițiile turnării continue a tuburilor din fontă. Sînt abordate o serie de probleme deosebit de importante, printre care amintim: mecanismul solidificării și formării continue a tuburilor prin extragere direct din aliajul lichid, analiza regimului de răcire a cristalizorului la turnarea continuă, regimul termic al aliajului lichid în timpul turnării etc. Problemele analizate în acest capitol prezintă un mare interes practic pentru îmbunătățirea tehnologiei de turnare continuă a tuburilor, care asigură obținerea unor productivități ridicate și calități corespunzătoare de piese turnate.

Materialele prezentate vin să completeze preocupările existente și în țara noastră în această direcție de mari perspective în fabricația de tuburi din fontă.

Cartea este scrisă la un înalt nivel științific, într-un stil clar și concis, care confirmă tradiția școlii sovietice de fizică tehnică din Minsk, condusă de membrul corespondent al Academiei bieloruse, prof. Veinic A. I.

Lucrarea este destinată cercetătorilor, inginerilor și proiectanților din domeniul turnării metalelor și aliajelor.

Dr. ing. *C. Cosneanu*

Kniaginin G. AUSTENITYCZNE STALIWO MANGANOWE. *Editura Academiei de științe din Polonia. Kracovia, 1968, 97 pag., 29 fig. și 34 tabele.*

În monografia recenzată, autorul Prof. dr. ing. G. Kniaginin, șeful catedrei de Metalurgie și turnarea oțelului de la Academiea Minieră și Metalurgică din Cracovia, prezintă o parte din datele proprii de cercetare referitoare la oțelul austenitic înalt aliat cu mangan. De menționat că autorul lucrează de mulți ani în acest domeniu.

Monografia constă din opt capitole, care tratează succesiv următoarele probleme: structura și proprietățile generale ale oțelului manganos (cap. I); metodele de cercetare a oțelului folosite de autor (cap. II); influența condițiilor de elaborare asupra proprietăților de exploatare (cap. III); bazele teoretice și practice ale elaborării oțelului manganos (cap. IV); metodele de elaborare (cap. V); oțelurile cu conținut de mangan mai scăzut (cap. VI); oțelurile manganoase aliate cu molibden (cap. VII); influența aluminiului și a siliciului asupra tendinței de formare a crăpăturilor la cald (cap. VIII).

Deosebit de interesante sînt datele care se referă la influența cantității formei, dimensiunilor și mediului de repartizare a incluziunilor nemetalice asupra rezistenței la uzură a acestor oțeluri, care sînt influențate în principal de modul de elaborare.

Se studiază elaborarea cu oxidare, a carbonului și a manganului, și fără oxidare (retopirea deșeurilor proprii).

De asemenea, se analizează procedeul de elaborare a oțelurilor manganoase cu folosire de oxigen în perioada de fierbere. Elaborarea s-a efectuat atît în cuptoare electrice cu inducție, cît și în cuptoare cu arc.

Se stabilește corelația dintre bazicitatea și proporția de MnO din zgură și, în funcție de aceasta, se fac considerații privind rezistența la uzură. Metoda de determinare a uzurii folosită de autor a permis să se obțină rezultate suficient de precise.

Întrucît în aceste oțeluri cauza principală a formării incluziunilor nemetalice o constituie oxigenul, în lucrare s-a acordat o atenție deosebită comportării acestui element în baia metalică la elaborare și la turnare. Se stabilește rolul zgurei reducătoare.

Valoroase ni se par, de asemenea, datele care se referă la retopirea deșeurilor de oțel manganos cu ajutorul oxigenului pentru care se stabilește corelația dintre conținutul de mangan și cel de carbon în baie corespunzător intervalului de temperatură 1 723 — 1 923°K, mai precis, diagrama $N[_{Mn}] = f\ [(N_e).\ T]$.

În monografie se arată că oțelurile cu conținut mai scăzut de mangan (8,7 — — 10%) și cele aliate cu molibden (12% Mn și 2% Mo sau 6% Mn și 1% Mo) posedă proprietăți de uzură în condiții de șoc mecanic și de abraziune cu mult mai ridicate decît oțelurile clasice manganoase cu 12% Mn (Hadfield). S-a stabilit că rezistența cea mai mare la formarea crăpăturilor la cald se obține în cazul cînd cantitatea de aluminiu pentru dezoxidare este de 0,4 kg/t de oțel, iar conținutul de siliciu nu depășește 0,7%.

Menționăm că monografia este scrisă la un înalt nivel științific. Bibliografia consultată (74 de surse) este actuală.

Lucrarea se adresează inginerilor și cercetătorilor care lucrează în domeniul elaborării oțelurilor.

Dr. ing. *L. Sofroni*

CONSFĂTUIREA DE LUCRU CU BENEFICIARII DE PROFILE FORMATE LA RECE

În zilele de 23 şi 24 mai 1968 Uzina metalurgică din Iaşi a găzduit „Consfătuirea între producătorii şi principalii beneficiari de profile formate la rece" din cadrul Ministerului Industriei Construcţiilor, precum şi din alte întreprinderi şi instituţii. La lucrări au participat un număr de 51 cadre tehnice din diferite unităţi şi întreprinderi de pe întreg cuprinsul patriei, de la diferite institute centrale de proiectare şi D.S.A.P.C., delegaţi de la I.N.C.E.R.C. şi C.S.C.A.S.

Problema economiei de materii prime, în general, şi a metalului, în special, a fost larg dezbătută. Ea este în centrul atenţiei generale şi se cere a fi rezolvată cu mult simţ de răspundere.

S-a arătat că Uzina metalurgică — Iaşi a început să producă profile cu pereţi subţiri începînd din anul 1966, cînd au fost puse în funcţiune primele două linii de fabricaţie. Uzina răspunde astfel unei cerinţe obiective şi de mare actualitate : aceea de economisire şi de valorificare superioară a metalului.

Cu această ocazie a fost făcut un util şi rodnic schimb de informaţii în vederea găsirii celor mai bune căi de lărgire a domeniului de utilizare a profilelor îndoite cu pereţi subţiri şi asimilarea unei game variate de tipodimensiuni noi de profile, date fiind avantajele certe care se vor obţine pe ansamblul economiei naţionale.

Scopul propus a fost acela de a ajunge la puncte de vedere comune, care să permită cunoaşterea necesarului de profile folosite în unităţile Ministerului Industriei Construcţiilor, pentru profile asimilate deja pînă în prezent, şi stabilirea unui program de asimilare care să conţină tipurile de profile solicitate, cantităţi certe, termenele de asimilare şi de livrare.

În programul consfătuirii au fost prevăzute discuţii pe probleme, pentru a satisface cerinţele tuturor beneficiarilor. Lucrările consfătuirii au fost deschise de ing. Ion Sălăjan, directorul Uzinei metalurgice din Iaşi. Inginerul Vasile Brănişteanu, inginer şef al uzinei, a făcut prezentarea profilelor realizate la U. M.— Iaşi şi a arătat care sînt posibilităţile de asimilare pînă la sfîrşitul anului.

În continuare, ing. Belzo Otto a prezentat informarea asupra stadiului de rezolvare a problemelor din planurile de măsuri întocmite cu ocazia celorlalte consfătuiri anterioare, din 21 — 22 septembrie 1967 şi din 15 — 16 februarie 1968, cu ceilalţi beneficiari de profile formate la rece. Au urmat apoi discuţii cu participanţii la consfătuire. La propunerea acestora a fost organizată vizitarea liniilor de fabricaţie a profilelor din cadrul uzinei şi, de asemenea, s-a vizitat la domiciliu un tînăr consumator de profile din Iaşi, adică atelierul de confecţii şi producţie secundară, din cadrul M.I.C. În continuare a fost vizitată Fabrica de mătase din zona industrială a oraşului Iaşi, unitate nouă în curs de construire, unde se montează tîmplărie metalică confecţionată la I. C. M. nr. 4 din profile de la Uzina metalurgică. Cu ocazia acestor vizite beneficiarii interesaţi s-au documentat la faţa locului asupra detaliilor de asamblare şi montaj.

Tuturor participanţilor li s-au înmînat următoarele liste de profile :

— *Lista nr. 1*, cu cele 118 tipodimensiuni de profile asimilate şi livrate în perioada care a trecut, din care 82 profile de uz general şi 36 tipodimensiuni pentru patru tipuri de tîmplărie metalică tipizată de : *a*) M. I. U.—I. P. I. U. ; *b*) M.I.M. — IPROMET pentru construirea Combinatului siderurgic din Galaţi ; *c*) Ministerul Construcţiilor pentru Industria Chimică şi Rafinării — M. C. I. C. R. şi *d*) Trustul de construcţii nr. 1 din Bucureşti, pentru construirea noului Institut politehnic din Bucureşti — proiectant Institutul „Proiect Bucureşti".

— *Lista nr. 2*, unde au fost trecute opt profile asimilate şi livrate în perioada ce a trecut, pentru tîmplărie metalică confecţionată din bandă laminată la cald, din care trei profile tip M. I. U. — I. P. I. U. şi cinci profile tip M. I. M. — IPROMET. Lista nr. 2 a fost însoţită şi de desene pentru detalii de asamblare.

— *Lista nr. 3*, cu şase profile tipizate în cadrul unei comisii instituite de C.S.C.A.S. şi care au fost avizate în februarie 1968.

— *Lista nr. 4*, care conţine 36 de profile noi solicitate pe anul 1968 de beneficiari şi care urmează a fi asimilate.

Cele patru liste au cuprins profile corniere, U, Z, T, rotunde, deschise, cutie, triunghi, omega şi diferite speciale.

La această consfătuire s-a apreciat că ritmul de asimilare anual la Uzina metalurgică este superior ritmului de asimilare din uzinele similare din străinătate ; se ştie că în anul 1967 şi în primele patru luni ale anului 1968 s-au asimilat 42 tipuri noi de profile, în timp ce în străinătate ritmul este de 25 — 35 profile noi pe an.

Consfătuirea cu beneficiarii de profile a prezentat un interes deosebit prin caracterul ei de prezentare generală şi de detaliu a nivelului atins de ştiinţă şi practică în utilizarea acestor profile eficiente, din ţară şi străinătate, constituind un ajutor preţios pentru toţi specialiştii din acest domeniu.

Tehn. *I. Olaru*

CEA DE-A II-A SESIUNE TEHNICO-ŞTIINŢIFICĂ CU TEMA „ÎMBUNĂTĂŢIREA CALITĂŢII PRODUCŢIEI PIESELOR FORJATE"

În zilele de 3 — 6 iunie 1968 a avut loc la Braşov, în sala de festivităţi a clubului Uzinei de autocamioane, cea de-a doua sesiune tehnico-ştiinţifică cu tema „Îmbunătăţirea calităţii producţiei pieselor forjate". Această sesiune continuă tradiţia manifestărilor tehnico-ştiinţifice în care se dezbat, la intervale de doi ani, teme legate de industria de forjare-matriţare din ţara noastră, fiind organizată de M. I. C. M. — D. G. T. şi C.N.I.T. — secţia Construcţii de maşini, grupa „Deformări plastice". Ca şi la prima sesiune, care a avut loc în acelaşi loc în 20 — 21 iunie 1966, scopul prezentei sesiuni a fost realizarea unui larg schimb de cunoştinţe şi opinii din domeniul forjării şi matriţării între specialiştii din uzine, institute de proiectări şi cercetări tehnologice, cadre universitare, în vederea cunoaşterii reciproce a realizărilor pozitive, precum şi a deficienţelor din acest domeniu şi stabilirea unor măsuri şi linii directoare de cercetare pentru îmbunătăţirea activităţii de studii, cercetare şi producţie.

Deschizînd lucrările sesiunii, preşedintele grupei pentru deformări plastice din cadrul C. N. I. T., tov. conf. dr. ing. Vasile Popescu (Institutul politehnic — Bucureşti) a făcut şi o scurtă comunicare cu privire la înfiinţarea acestei grupe, prezentînd scopul, programul de lucru şi pe membrii colectivului de conducere. Secretarul grupei, tov. ing. Armand Vasiliu (M. I. C. M. — D. G. T.), a prezentat modul pozitiv în care au fost realizate integral toate măsurile stabilite cu ocazia primei sesiuni.

Luînd cuvîntul, directorul general al uzinei, tov. ing. Trică Gheorghe, a subliniat o serie de probleme generale pe care dezvoltarea actuală a industriei constructoare de maşini le pune în faţa specialiştilor forjori. În cadrul sesiunii au fost prezentate referate şi comunicări, care au tratat o serie de probleme legate de tematica sesiunii, atît cu caracter practic, cît şi teoretic. În continuare se redau, în ordinea prezentării, titlurile şi autorii celor 16 referate şi comunicări :

— „Perspectivele de dezvoltare ale secţiilor de forjare — matriţare în R.S.R" (ing. Ionescu Pancu — M. I. C. M. —Dir. Sinteză şi Control) ;

— „Unele aspecte privind stadiul actual al colaborării internaţionale tehnico-ştiinţifice în domeniul forjării-matriţării" (ing. Mircea Codreanu — Uzina de autocamioane — Braşov) ;

— „Stadiul actual şi perspectivele forjării metalelor cu viteză şi energie

mare" (conf. dr. ing. Virgil Moldovan — Inst. politehnic — Cluj);

— „Tehnologia, utilajele și rezultatele obținute în fabricația arcurilor inelare" (ing. Francisc Lammert — Uzina de vagoane — Arad);

— Repartiția tensiunilor de întindere și comprimare la forjarea secțiunilor rotunde" (conf. dr. ing. Vasile Popescu — Inst. politehnic — București);

— „Oțeluri pentru matrițele de forjare și tendințele actuale în utilizarea de noi sortimente" (ing. Mircea Marinescu — Firică — Uzina de autocamioane — Brașov);

— „Executarea prin laminarea flanșelor pentru recipiente sub presiune" (ing. Dan Gheorghiu — ICPUCR — București);

— „Matrițarea la uzinele „Tractorul" — Brașov a unor piese din semifabricate turnate" (conf. ing. Alexandru Maniu — Inst. politehnic — Brașov);

— „Forjarea rolelor din oțel cu 12% Cr pentru laminorul de țevi sudate" (ing. Ion Drăgulin — Combinatul siderurgic — Galați);

— „Influența lungimii de prindere asupra productivității, la forjarea secțiunilor pătrate" (ing. Sorin Badea — Inst. politehnic — București);

— „Ecruisarea cu alice a pieselor matrițate; aplicarea procedeelor la bielele SR—211" (ing. Mircea Codreanu — Uzina de autocamioane — Brașov);

— „Unele aspecte legate de influența vitezei de deformare și a temperaturii asupra deformabilității metalelor și aliajelor" (conf. dr. ing. Ion Drăgan — Inst. politehnic — Cluj);

— „Studiul unei noi tehnologii de forjare a coroanelor de antrenare ale boghiului locomotivei LDE-2100" (ing. Gheorghe Isac — U. C. M. — Reșița);

— „Matrițarea pieselor din metal lichid" (conf. ing. Alexandru Maniu — Inst. politehnic — Brașov);

— „Tehnologia, sculele și aspectele economice ale forjării inelelor de rulmenți pe mașinile automate Hatebur tip AMP" (ing. Kurt Haller — Uzina „Rulmentul" — Brașov);

— „Unele aspecte legate de comportarea la deformarea la cald a fontelor albe" (ing. Gheorghe Vermeșan — Inst. politehnic — Cluj).

Tot în cadrul sesiunii a fost intercalată, prin intermediul Agenției PUBLICOM — București, prezentarea de către reprezentanții firmei vest-germane EUMUCO — Leverkusen, director Rudolf Dresen și ing. șef Erich Fritsche, a unei serii de referate cu proiecții, privind diferite tipuri de mașini moderne de forjare și matrițare construite de această firmă și anume: valțuri de forjare, ciocane matrițoare, maxiprese, mașini orizontale de forjat, prese cu manivelă cu doi montanți, mașini speciale, prese hidraulice și ghilotine. În cadrul prezentării au fost tratate mai mult posibilitățile tehnologice ale acestor tipuri de mașini, concretizate prin exemple de aplicare în producția de serie în forjele moderne din străinătate.

La sesiune au participat circa 90 de delegați din 36 uzine, 5 institute departamentale, 3 institute politehnice, precum și alte 5 instituții centrale (O. S. S., C. N. I. T., Ed. tehnică etc.). S-au pus numeroase întrebări pe marginea referatelor prezentate, referenții aducînd acestora o serie de clarificări și completări în răspunsul lor la problemele ridicate de auditori; prin aceasta s-a reușit a se clarifica și contura mai bine conținutul și esența problemelor tratate, contribuindu-se astfel la o cunoaștere comună mai bună a acestora de către participanții la sesiune.

În ultima zi, dedicată numai discuțiilor, au luat cuvîntul delegații fiecărei instituții participante, expunîndu-se problemele actuale și de perspectivă specifice și locale privind îmbunătățirea procedeelor de forjare — matrițare și făcîndu-se propuneri generale privind dezvoltarea activității tehnico-științifice în acest domeniu în țara noastră,

Materialele prezentate și discuțiile purtate au scos în evidență unele progrese realizate în ridicarea nivelului tehnic al secțiilor de forjă și în domeniul cercetărilor tehnologice uzinale, precum și aspecte privind cercetarea și dezvoltarea în domeniul deformărilor plastice.

Din expunerile delegaților uzinelor s-a scos însă din nou în evidență rămînerea în urmă a dotării majorității secțiilor de forjă și existența generală a unui decalaj între nivelul tehnic relativ scăzut al acestora față de cel al secțiilor de prelucrare mecanică.

S-a subliniat necesitatea unei colaborări mai strînse între catedrele de specialitate din învățămîntul superior, pe de o parte, și institutele departamentale și uzine, pe de altă parte. Mijloacele de documentare existente au fost apreciate ca insuficiente, iar circulația informațiilor și cunoașterea reciprocă a realizării diferitelor colective, ca slab dezvoltate.

S-a apreciat ca pozitiv caracterul mixt, teoretic și aplicativ al referatelor și ca oportună prezentarea unor realizări tehnice din străinătate. S-a subliniat lipsa aproape totală a specialiștilor români la manifestări similare din domeniul forjării și matrițării, care au loc cu regularitate în străinătate, și s-a solicitat sprijinul organelor centrale pentru remedierea acestei situații.

Participanții și-au manifestat satisfacția privind crearea grupei C. N. I. T. de deformări plastice și au accentuat necesitatea unei dezvoltări a activității acesteia atît intern, prin o îndrumare și coordonare permanentă a problemelor specifice acestei specialități, cît și extern, prin crearea unor legături tehnico-științifice cu grupe similare din străinătate, precum și o eventuală afiliere a grupei la o asociație internațională similară.

În urma dezbaterilor au rezultat o serie de propuneri în sensul celor de mai sus, care au fost sistematizate într-un plan de măsuri, la realizarea căruia urmează să contribuie majoritatea întreprinderilor și instituțiilor reprezentate la sesiune.

S-a hotărît, de asemenea, ca următoarea manifestare tehnico-științifică de acest gen să aibă loc peste 2 ani și s-a recomandat ca aceasta să aibă un caracter mai larg, sub forma unei conferințe naționale, pe secții de lucru, cuprinzînd și alte specialități din domeniul prelucrărilor prin deformări plastice.

Se poate concluce că sesiunea de la Brașov din 3 — 6 iunie 1968 s-a bucurat de un succes deplin și că prin atingerea scopului propus va contribui la dezvoltarea actuală a industriei de forjare — matrițare din țara noastră, într-un ritm accelerat.

Ing. *M. Codreanu*

CONSFĂTUIRE DE TRATAMENTE

În zilele de 21 și 22 iunie 1968 s-a ținut la București o consfătuire de tratamente termice, organizată de grupa de tratamente termice din C. N. I. T., recent înființată, cu concursul M. I. C. M., avînd ca temă tratamentul termic și termochimic al roților dințate.

S-au prezentat următoarele referate:

— „Aspecte specifice privind tratamentul termic al roților dințate" (ing. I. Burcioiu — I. C. T. C. M.);

— „Unele considerații privind deformațiile la tratamentul termic al oțelurilor de cementare folosite la executarea roților dințate pentru mașini unelte" (ing. Ștefania Baicu — I. C. T. C. M.);

— „Considerații privind aplicarea procedeului de nitrurare la roțile dințate din oțel" (dr. ing. Gh. Suceveanu);

— „Parametrii tehnologici ai încălzirii prin inducție a roților dințate cu modul mai mare de 7" (ing. V. Cavopol, ing. I. Zburătură și ing. E. Muscalu);

— „Unele considerații privind rezistența la oboseală a roților dințate" și „Posibilități de reducere a ciclului de prelucrare a roților dințate executate din oțeluri de cementare" (conf. ing. B. Horovitz — Inst. politehnic — Timișoara).

La consfătuire au participat un număr mare de specialiști de la principalele uzine ale M. I. C. M. Discuțiile numeroase au scos în evidență interesul și utilitatea tematicii alese. În completarea comunicărilor au fost vizitate secțiile de tratamente termice ale uzinelor 23 August și F.M.U.A.B.

Prof. ing. *C. Wanyorek*

PRODUSE REFRACTARE SILICO-ALUMINOASE, FASONATE PLASTIC ȘI SEMIUSCAT, AVÎND FORME SIMPLE, COMPLICATE ȘI FOARTE COMPLICATE, CU CARACTERISTICI FIZICO-CHIMICE SUPERIOARE ȘI REZISTENȚĂ MĂRITĂ ÎN EXPLOATARE, UTILIZATE ÎN INDUSTRIA SIDERURGICĂ, INDUSTRIA METALURGIEI NEFEROASE, INDUSTRIA CHIMICĂ ETC.

EXECUTĂ

FABRICA DE PRODUSE REFRACTARE **„RASARITUL”**

BRAȘOV
STR. I. C. FRIMU NR. 95
TELEFON 23966

Laminor împingător (Stossbank) pentru țevi fără sudură

În anul 1965 a intrat în funcțiune un laminor Stossbank construit după documentația tehnică elaborată de institutul de proiectare pentru uzine siderurgice „Biprohut" din Gliviee. Mașinile și instalațiile au fost executate în uzinele constructoare de mașini din Polonia.

Exploatarea timp de doi ani a acestui laminor a dat rezultate bune în fabricație. Laminorul produce țevi de înaltă calitate cu diametre cuprinse între 22 și 108 mm. Conform cu proiectul „Biprohut", laminorul este o instalație modernă și servește pentru fabricarea țevilcr cu diametre mici.

Procedeele de fabricație a țevilor cu diametre mici.

Pentru producția de masă a țevilor fără sudură, și anume : țevi de construcție, instalație, cazane și altele, cu diametre mici, se aplică patru procedee principale :

— Laminarea Pilger sau „în pas de pelerin", care își are începutul acum 80 de ani, a oferit posibilitatea tehnică de a produce primele țevi fără sudură ;

— Laminarea pe bane împingător (Stossbank) ;

— Laminarea continuă ;

— Laminarea automată (Stiefel).

Procedeele cele mai răspîndite sînt laminarea Pilger și laminarea pe Stossbank mai ales din punctul de vedere al programului de producție foarte elastic în fabricația țeviior fără sudură. Aceste procedee asigură producții ridicate, chiar la comenzi de serii mici, la care au loc pierderi de timp relativ reduse la schimbarea instalațiilor, adică la laminarea țevilor cu diametre diferite. Încă mai reduse sînt pierderile de timp în aceste laminoare la schimbarea grosimilor de perete ale țevilor laminate. Laminarea continuă și automată este destinată pentru producția țevilor în serii mari.

Alte procedee cunoscute pentru fabricația țevilor fără sudură sînt : laminarea cu trei cilindri oblici, procedeul Diescher și extruziunea, care se utilizează cu precădere pentru sortimente de țevi speciale.

AVANTAJELE LAMINOARELOR STOSSBANK ÎN COMPARAȚIE CU ALTE PROCEDEE ÎN PRODUCȚIA ȚEVILOR FĂRĂ SUDURĂ CU DIAMETRE MICI.

Factorii tehnici care decid asupra avantajelor și deficiențelor diferitelor procedee de fabricație a țevilor fără sudură sînt :

a) Calitatea țevilor produse și mai ales a suprafețelor, a toleranțelor dimensionale, a diametrului și grosimii de perete ;

b) Producția laminorului, care este strîns legată de costurile de producție ;

c) Felul materiei prime și recîștigurile obținute.

Calitatea suprafeței țevilor. Suprafața cea mai netedă, interioară și exterioară, a țevilor se obține pe laminoare Stossbank și aceasta mai ales în comparație cu laminoarele Pilger, la care se obțin suprafețe exterioare cu denivelări.

Mulțumită acestui avantaj, laminoarele Stossbank sînt deosebit de adecvate pentru producția de țevi cu cerințe exigente privind suprafața ca, de exemplu, pentru prelucrare ulterioară în trăgătorii de țevi. Țevile produse pe laminoare Stossbank, datorită utilizării laminorului cu cilindri oblici special calibrați, au o bună centricitate și abateri mici ale grosimii peretelui, care nu depășesc 10 %.

Producția laminorului de țevi. Producția unui laminor Stossbank modern se ridică la 80—100 mii tone anual, adică atît cît produce un laminor automat (Stiefel).

Pe laminoarele Stiefel se poate atinge grosimea de perete minimă de 3,5 mm, practic chiar 4 mm, în timp ce pe laminorul Stossbank se realizează, în mod normal, grosimea de 3 mm a peretelui. Pentru a obține un rezultat similar, devine necesară instalarea unei perechi de laminoare Pilger.

Felul materiei prime. Pentru fabricația țevilor pe laminoare Stossbank se utilizează semifabricate (țagle) cu secțiune pătrată, în timp ce celelalte laminoare de țevi fără sudură folosesc blocuri sau țagle cu secțiune rotundă.

Costurile de producție ale țaglelor pătrate sînt cu 10—15 % mai reduse în comparație cu cele ale țaglelor rotunde.

Recîștigurile obținute în laminoarele Stossbank trebuie considerate ca fiind ridicate, ele atingînd 80—85 %.

Un laminor Stossbank polonez, nou construit după documentația tehnică a institutului de proiectare „Biprohut".

Instalațiile laminorului Stossbank sînt dispuse în patru hale de mașini cu o suprafață construită de 15 000 m². Programul de producție cuprinde țevi cu diametrul de la 22 la 108 mm și grosimi de perete de la 2,75 la 6 mm. Producția de țevi de mai sus reprezintă circa 90 % din producția totală, restul fiind țevi cu peretele pînă la grosimea de 25 mm.

Țevile se produc din oțeluri carbon, slab, mediu și înalt aliate, în lungimi maxime de 12 m. Materia primă este formată din țagle pătrate cu muchiile rotunjite și laturile de 125, 140 și 160 mm, care se livrează laminorului în lungimi de fabricație.

Echiparea laminorului. Laminorul este înzestrat cu următoarele agregate și instalații principale (fig. 1) :

Foarfecă de țagle, cu forța de 1 600 t, pentru ruperea blocurilor laminate din oțel moale la lungimi de la 500 la 700 mm. Trei ferăstraie circulare pentru tăierea la rece a țaglelor, care sînt laminate din oțeluri dure și înalt aliate.

Instalații de transport pe căi cu role conduc blocurile tăiate la masa mașinii de încărcare în cuptorul de încălzire.

Cuptorul cu vatră rotativă, pentru încălzirea blocurilor din oțel carbon și aliat, încărcate pe trei rînduri. Producția cuptorului se ridică la 15—24 t/h. Cuptorul este complet automatizat în ceea ce privește parametrii energetici. Mașina de încărcare depune simultan trei blocuri pe vatra rotitoare. După încălzirea la temperatura cerută, blocurile, în funcție de calitatea oțelului, se scot cîte unul din cuptor, cu ajutorul unui manipulator, și se depun pe calea de transport, care le îndreaptă spre presa de calibrare.

Presa hidraulică de calibrare, cu forța de 450 t, împreună cu bara de împingere, care introduce blocurile în presă. După calibrare, blocul scos din matrița presei se depune pe calea cu role. Calea cu role cuprinde o mașină de desțunderizare, care acționează automat și împroșcă blocul cu apă sub presiune în timpul transportului. Presa calibrează diagonalele blocurilor.

Presa hidraulică, cu forța de 450 t, pentru presarea paharelor din blocuri de 700 mm lungime. Presa are un dispozitiv de manipulare pentru introducerea și scoaterea blocurilor din matrița de presare.

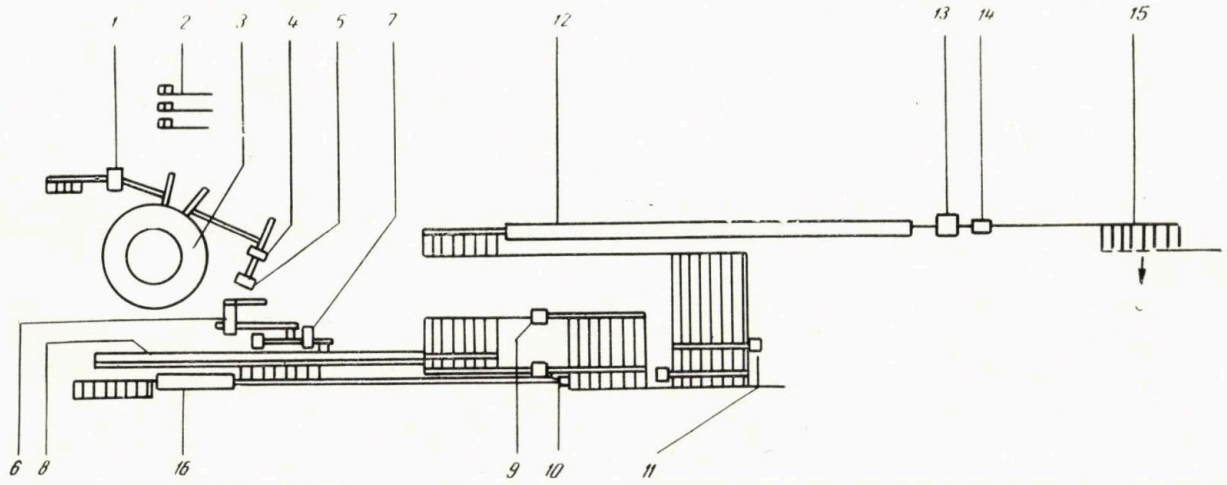
Presa poate fi acționată automat, semiautomat, respectiv manual. Viteza procesului de presare este de 200 mm iar la întoarcere, de 400 mm pe secundă. Ea are o construcție rigidă și un dispozitiv special, care asigură deplasarea centrică a poansonului de perforare. Paharele produse se transportă la cuptorul de încălzire cu rostogolire.

Cuptor cu rostogolire pentru încălzirea paharelor uniformizează și ridică temperatura acestora conform cu procesul tehnologic corespunzător pentru diferitele calități de oțel. Producția cuptorului atinge 15—24 t/h. Paharele se încarcă la o temperatură de circa 1 150°C și se încălzesc pînă la 1 250°C. Prin dispozitivul de scoatere și calea cu role paharele se transportă la laminorul cu cilindri oblici.

a) Cremaliera ca element principal pentru acționarea dornului care transformă mișcarea rotativă a motorului în mișcarea liniară a dornului are dimensiuni relativ reduse. Prin construcția sa specială cremaliera are o secțiune cu circa 50% mai mică decît secțiunea cremalierelor existente, utilizate în tipurile mai vechi de laminoare Stossbank. Ea asigură de asemenea o mișcare liniară uniformă și fără zgomot.

b) Lungimea dornului de lucru este de 12,5 m, în timp ce în laminoarele Stossbank, de tip mai vechi, ea nu a depășit 8 m.

c) Introducerea laminorului reductor reglabil în procesul de producție a permis limitarea numărului de dornuri pînă la 3 bucăți. Diametrele de 70, 85 și 105 mm ale dornului sînt suficiente pentru satisfacerea gamei de diametre de la 22 la 108 mm.



Ilustrarea echipamentului principal al unei uzine de laminat țevi fără sudură

1 — foarfeci pentru tăierea semifabricatelor (țaglelor); *2* — ferăstraie pentru tăierea semifabricatelor (țaglelor); *3* — cuptor cu vatră rotativă; *4* — presă de calibrare; *5* — presă de perforare; *6* — cuptor de reîncălzire; *7* — cajă pentru laminare oblică (elongator); *8* — laminor împingător (Stossbank); *9* — laminoare pentru expandarea țevilor (expanzitor); *10* — mașină pentru extragerea dornului (extractor); *11* — ferăstraie; *12* — cuptor tunel pentru țevi; *13* — laminor reductor (reductor); *14* — foarfecă volantă; *15* — groapă de răcire; *16* — cuptor pentru încălzirea dornului.

Laminorul cu cilindri oblici (elongator) special calibrați micșorează diametrul precum și grosimea peretelui printr-un proces de deformare plastică. Cilindrii oblici se rotesc în același sens și lucrează cu o înclinație reglabilă a axei între limitele 3 și 7°. La laminarea paharelor, între cilindri și dornul de perforare se produce o deformare plastică sub influența unei presiuni constante pe suprafața interioară și exterioară a paharului. Datorită calibrării corespunzătoare a dornului și a cilindrilor materialul paharului nu este supus unor tensiuni excesive centripetale în timpul procesului de laminare. Din această cauză se pot realiza suprafețe bune ale paharului atît în interior, cît și în exterior, precum și un perete cu grosime uniformă.

Laminorul cu cilindri oblici este acționat de un motor electric de curent continuu, de 1 000 kW, care permite reglarea turației între 500 și 1 000 rot/min.

Produsul final al laminorului cu cilindri oblici este corp tubular cu fund, cu lungimea de circa 1 800 mm, care este condus prin mijloace de transport la bancul de împingere (Stossbank).

Bancul de împingere este format dintr-o cremalieră care acționează dornștanga și dispozitivul de ghidare, o instalație de aducere a dornului, un banc cu filiere, dispozitive de fixare, tampoane de distanță și acționarea principală. Acest laminor Stossbank, construit după documentația tehnică a institutului de proiectare „Biprohut", reprezintă o soluție modernă, mulțumită aplicării a numeroase patente și perfecționări tehnice, și anume :

d) Laminorul Stossbank este echipat cu filiere avînd șase role cu profil special după patentul prof. dr. W. Dobrucki.

Laminoarele Stossbank din trecut au utilizat filiere cu trei sau patru role. Sistemul cu șase role micșorează presiunea asupra dornului și pe lîngă aceasta și frecarea dintre dorn și pahar. Acest procedeu permite, de asemenea, realizarea unui coeficient de lungire mai mare, ducînd la micșorarea numărului de filiere și a lungimii bancului.

e) Laminorul Stossbank este prevăzut cu două motoare de acționare de curent continuu, de 900 kW, cu posibilitatea de reglare a turațiilor în domeniul 0—290—580 rot/min. Viteza maximă a cremalierei la împingere este de 6 m/s, iar la retragere, pînă la 8 m/s. Motoarele electrice acționează direct două roți dințate care pun în funcțiune cremaliera. O asemenea acționare asigură un proces de împingere uniform.

f) Funcționarea laminorului Stossbank este complet automatizată și cuprinde toate operațiile : aducerea paharului la dispozitivul de scoatere, desțunderizarea paharului, predarea paharului instalației de încălzire, aducerea dornului la bancul de împingere, acționarea instalației de aducere a paharului și a dornului, blocarea automată și apoi deschiderea instalației de aducere a dornului precum și oprirea ei.

Dornul acționat de cremalieră execută procesul de laminare prin împingere, trecînd prin toate filierele. După aceasta cremaliera împreună cu tija intermediară execută mișcarea de retragere, iar corpul tubular împreună cu dornul se îndreaptă pe calea cu role spre mașina pentru expandarea țevii (expanzitor).

Mașina pentru expandarea țevii (expanzitor).

Agregatul expanzitorului cuprinde o cale cu role, care conduce țevile împreună cu dornul din ele la două mașini identice pentru expandare.

Fiecare din aceste mașini are două garnituri de cilindri oblici, care se rotesc în același sens, fiind dispuse în plane diferite și cu o înclinație corespunzătoare. Țeava calată pe dorn suferă o lărgire a diametrului de 1—2 mm. Fiecare mașină este acționată de către un motor electric de curent continuu, de 190 kW.

Dispozitivul de extragere a dornului

(extractor) scoate dornul din țeavă cu ajutorul a doi cilindri apăsați pe dorn pe cale hidraulică. Dornurile se transportă cu ajutorul căii cu role înapoi la bancul de împingere, unde se găsește permanent o garnitură de dornuri în fața instalației de aducere, așteptînd luarea în lucru prin recirculare. Bancul are în fața instalației de aducere o instalație de încălzire, cu ajutorul căreia temperatura dornului se egalizează pe toată lungimea, pînă la 400°C.

Completul de ferăstraie.

După extragerea dornului din țeavă, aceasta se transportă la completul de ferăstraie pendulare unde are loc tăierea ambelor capete ale țevii.

Cuptorul de reîncălzire a țevilor.

După tăierea țevilor la lungimea maximă de 12 m, acestea sînt duse cu ajutorul căilor cu role și a transportoarelor transversale la cuptorul continuu în formă de tunel. Cuptorul are lungimea de 70 m și este construit din corpuri inelare interschimbabile, care se încălzesc cu arzătoare dispuse tangențial. În acest cuptor țevile se încălzesc în timp ce sînt deplasate cu ajutorul rolelor, care sînt dispuse între corpurile inelare ale cuptorului și sînt răcite cu apă.

Laminorul reductor (reductorul).

După încălzirea la temperatura prescrisă, dependentă de calitatea oțelului, țevile se transportă la laminorul reductor. Acest laminor cu reglare comandată asigură întreaga gamă de producție a diametrelor de țevi, adică de la 22 la 70 mm, în același timp cu reducerea grosimii pereților, precum și a diametrelor de la 76 la 108 mm la menținerea grosimii de perete a țevii introduse. Întreaga gamă a diametrelor se realizează cu trei dimensiuni: 70, 85 și 105 mm ale diametrului interior, împreună cu grosimea de la 3 la 6 mm a peretelui țevilor introduse în reductor.

Laminorul reductor este compus din 16 caje tricilindrice. Utilizarea cilindrilor mici cu diametrul de 300 mm a micșorat și distanța dintre caje la circa 300 mm. Datorită acestui poces de laminare a fost redusă și lungimea capetelor îngroșate ale țevilor.

Laminorul reductor este prevăzut cu reglarea individuală și în comun a vitezei de laminare, ceea ce creează condiții de reducere foarte elastice.

Acționarea laminorului reductor se face cu ajutorul unui motor electric sincron, de 330 kW, care este cuplat prin angrenaje principale cu toate cajele. Acest proces de reducere este cuplat și cu 16 motoare electrice de curent continuu de cîte 18 kW, care sînt legate de cajele individuale prin intermediul unor angrenaje diferențiale. Țevile părăsesc laminorul reductor cu o viteză de la 1 la 5 m/s și se debitează la lungimea de 12 m cu un ferăstrău volant și după trecerea peste patul de răcire se finisează la lungimile de fabricație necesare.

Instalația de finisare este echipată în felul următor:

Lineale de îndreptare cu viteze de reglare de la 60 la 120 m/min, mașini de frezare, piese hidraulice de încercare la presiuni pînă la 200 ats, cu posibilitatea de verificare a 16 țevi, posturi de control, încercare, etalonare ș.a.

Secții auxiliare

În afară de cele de mai sus, laminorul are următoarele secții auxiliare:

Instalație de gazogene, stație hidropneumatică, stație electrică de conexiuni, ateliere pentru echiparea dispozitivelor, atelier de reparație, laborator pentru încercări tehnologice și mecanice.

BIBLIOGRAFIE

Dobrucki Wladislaw — *Procedeu de extrudare a țevilor fără sudură la cald și instalații pentru producția lor.* Patent nr. 47 184.

Dobrucki Wladislaw — *Cercetări privind procesul de fabricare a țevilor la cald prin împingere prin filiere cu role* — anul 1962.

Grzybowski Wladislaw — *Echiparea electrică a instalațiilor principale cu laminor pentru țevi fără sudură* — anul 1965.

Kardaszewicz Jevzy — *Sistemul de acționarea și reglare a laminorului reductor-alungitor* — anul 1965.

Korek Zygmunt — *Progresul tehnic în extrudare și laminarea țevilor de oțel* — anul 1959.

Korek Zygmunt — *Banc de împingere (Stossbank) pentru țevi de oțel* — anul 1965.

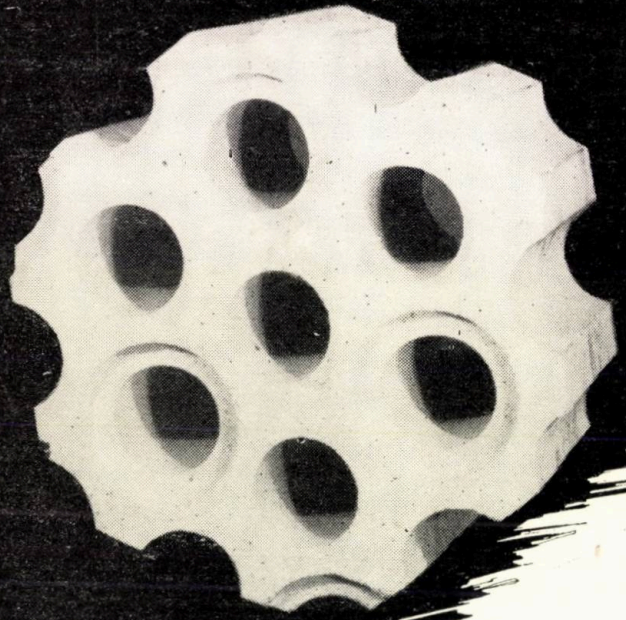
Krajewski Jacek — *Automatica instalațiilor auxiliare în laminorul de țevi — procedeul Stossbank* — anul 1965.

Wideva Herbert — *Laminor modern pentru țevi fără sudură după procedeul Stossbank* — anul 1965.

Exportator — CENTROZAP, Katowice, Ligonia 7 — Polonia

PUBLICOM

MUSZAKI KONYVTAR 1968



produse refractare superaluminoase pentru furnale de mare capacitate și pentru caupe-rele acestora

Execută:

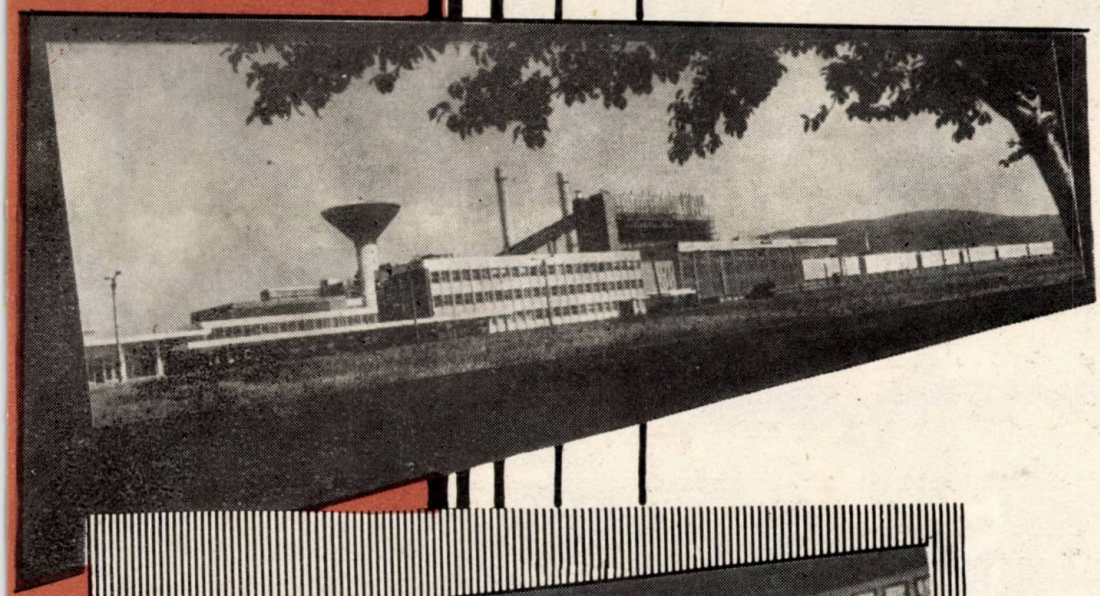
FABRICA DE PRODUSE REFRACTARE „PLEAȘA"

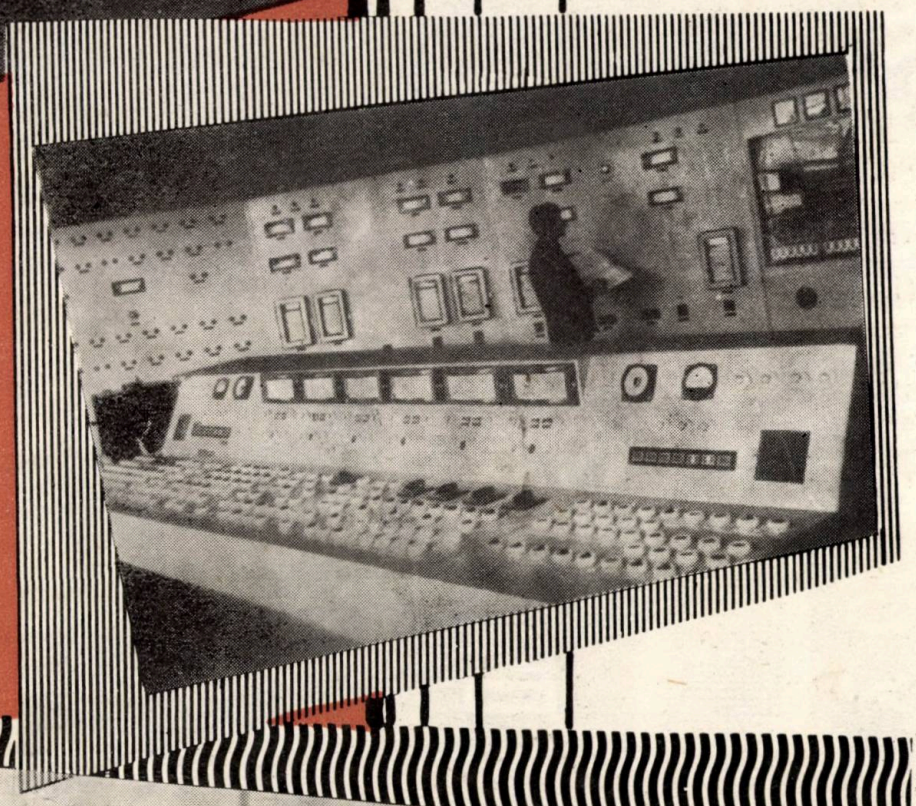
Comuna Pleașa - Județul Prahova - telefon 24160 și 24161

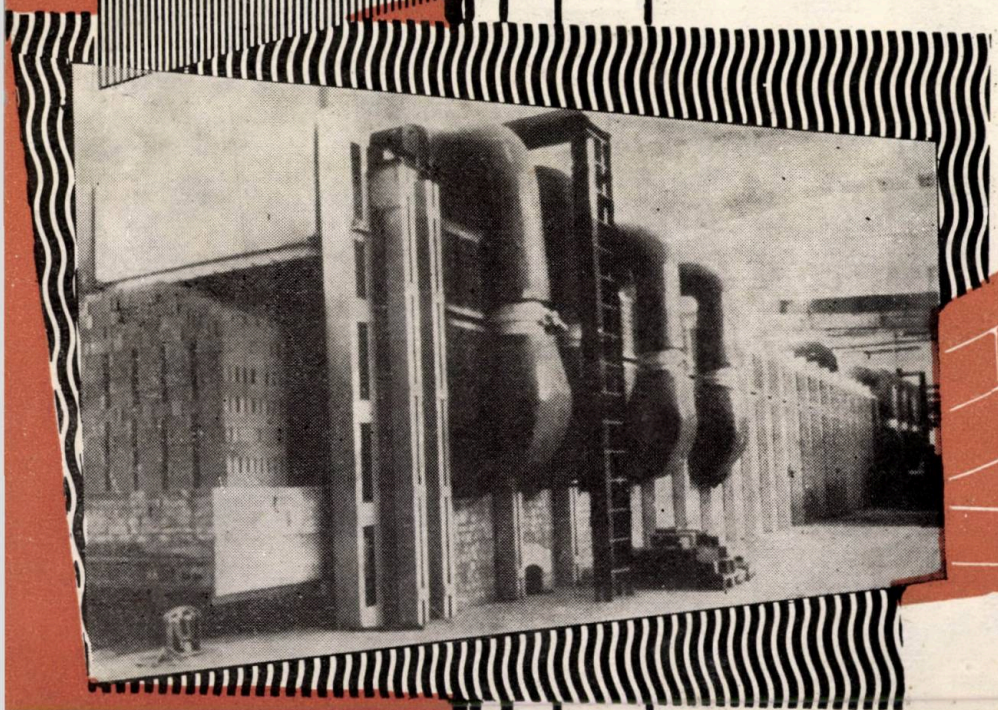
FABRICA
DE PRODUSE REFRACTARE

ALBA-IULIA

Str. Clujului nr. 23 telefon 609







Execută:

Pentru industria siderurgică, industria chimică, industria construcțiilor de mașini, industria materialelor de construcție etc.:

- **ȘAMOTE REFRACTARE ALUMINOASE ȘI SUPERALUMINOASE**
- **AMESTECURI SUPERREFRACTARE**
- **CĂRĂMIZI REFRACTARE ALUMINOASE ȘI SUPERALUMINOASE**

UZINA DE TEVI *Republica* — BUCUREŞTI

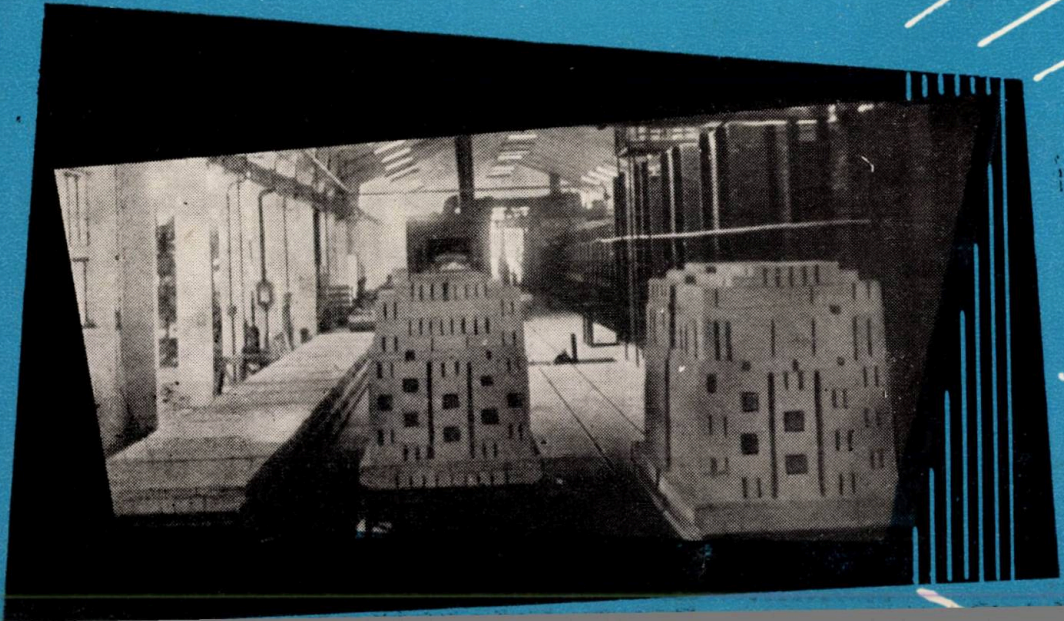
B-dul Muncii
nr. 256

produce:

- Produse tubulare cu diametrul pînă la 6", inclusiv pentru industria petrolieră (conducte, burlane de foraj, ţevi de extracţie şi prăjini de foraj)
- Produse tubulare pentru prospecţiuni geologice (burlane de foraj, prăjini de foraj)
- Ţevi rotunde şi profilate, trase la rece, cu diametrul de 5-57 mm, pentru construcţii
- Ţevi rotunde şi profilate, laminate la cald, cu diametrul de 48-152 mm, pentru construcţii
- Ţevi cu diametrul de pînă la 5" inclusiv, pentru instalaţii de apă, de gaz şi de abur, cu filet şi mufă sau fără filet, în stare neagră (nezincate)

Produse refractare silico-aluminoase, aluminoase și superaluminoase, avînd caracteristici fizico-chimice superioare, omogene și precizie dimensională, utilizate în siderurgie, industria chimică, în instalații pentru rafinării etc., cu comportare îmbunătățită în exploatare

Execută:



Fabrica de produse refractare

PLEAȘA

Ploiești

Tel. 24160 – 24161

FABRICA DE PRODUSE REFRACTARE „9 MAI“

TURDA
Str. Armata roşie, 35
Telefon: 1460

EXECUTĂ:

PRODUSE REFRACTARE
TERMOIZOLATOARE

SILICA UŞOARE

UTILIZATE LA CONSTRUCŢIA CUPTOARELOR PENTRU FABRICAREA STICLEI, LA CAZANE DE ABURI, BOLŢI DE CUPTOARE ETC., AVÎND CARACTERISTICILE:

- Densitate aparentă..1,0–1,2g/cm³;
- Rezistenţa la compresiune .... 50 kg/cm²;
- Coeficientul de dilatare termică la temperatura de 1450°C . 1,24%;
- Temperatura începutului deformării sub sarcina de 1 kg/cm² ... min. 1550°C;
- Refractaritatea ..... 1670°C

INDUSTRIA SÎRMEI

CÎMPIA TURZII

A INTRODUS ÎN FABRICAȚIE NOI TIPURI DE ELECTROZI DE CALITATE SUPERIOARĂ:

- **EL 48 TR**
- **EL 50 BFe**
- **EL 48 TFe**

Destinați lucrărilor de înaltă calitate pentru construcții puternic solicitate dinamic, supuse controlului röntgenografic.

Electrozii satisfac cele mai exigente pretenții calitative, economice și de aspect al cordonului de sudură.

INTREPRINDEREA
INDUSTRIALĂ DE STAT

CARBOCHIM
CLUJ

Piața 1 Mai nr.3
Telefon: 1-22-06 Telex: 031 233

Produce:
Corpuri abrazive
Abrazivi pe suport
Electrozi siderurgici
Electrozi de baterii
Pastă de electrozi
Electrocorindon normal
Electrocorindon nobil
Carbură de siliciu

5

1969 JAN 16